
Etude comparative de différentes stratégies pour la commande en mode défluxé des machines synchrones polyphasées à aimants permanents

Application au système MHYGALE

Li Lu, Xavier Kestelyn, Eric Semail

Arts et Metiers Paristech – L2EP
8 bld Louis XIV, 59046 Lille, France
Xavier.Kestelyn@ensam.eu

RÉSUMÉ. Les machines polyphasées sont de plus en plus utilisées dans des applications spécifiques où une haute densité de puissance, une faible tension de bus, une large gamme de vitesse et une possibilité de fonctionnement en mode dégradé sont nécessaires. Dû au nombre élevé de degré de liberté offert, les machines polyphasées sont difficilement contrôlables de façon optimale lors d'un fonctionnement en mode défluxé. Cette communication expose plusieurs stratégies pour la commande en mode défluxé de machines synchrones et les compare en termes de simplicité de mise en œuvre et d'optimalité dans l'utilisation des grandeurs disponibles. Les stratégies sont appliquées à une machine synchrone pentaphasée développée dans le cadre du projet MHYGALE proposé par la société Valeo.

ABSTRACT. Multiphase machines are more and more used in applications where a high power density, a low bus voltage, a wide speed range and possibilities to work in fault mode are required. Due to the high number of available degrees of freedom, multiphase machines are not easy to optimally control in the flux weakening region. This paper shows several strategies for the control of multiphase machines in flux weakening regions and compares them in terms of simplicity to implement and optimality in the use of available quantities. Proposed strategies are applied to a five-phase synchronous machine that has been developed for the MHYGALE project proposed by Valeo company.

MOTS-CLÉS : véhicules électriques et hybrides, machine polyphasée, mode de fonctionnement défluxé.

KEYWORDS: electrical and hybrid vehicles, multiphase machines, control in flux weakening regions.

DOI:10.3166/EJEE.18.265-283 © Lavoisier 2016

Extended abstract

Multiphase machines are more and more used in applications where a high power density, a low bus voltage, a wide speed range and possibilities to work in fault mode are required.

The automotive context offers a field of applications where permanent magnet multiphase machines are more and more used. A low bus voltage, around a few tens of volts, offers an enhanced security and reduces the constraints on the BMS (Battery Management System). In a range of power superior to 10kW, the multiplication of the number of machine phases makes possible to reduce phase currents and consequently to use VSI legs more reliable since they are not composed of devices in parallel. Moreover, improving the power density of the overall system leads to a wide range of speed, from some rpm to more than 14.000 rpm. All these facts impose to control multiphase machines in the flux weakening region.

The use of multiphase machines, instead of conventional star coupled three-phase machines, makes possible to have more degrees of freedom for the control point of view. If only two currents are sufficient for the torque control of a star coupled three-phase machine, a star coupled n -phase machine ($n > 3$) has $n-1$ independent currents. The problems consisting in an optimal control of the extra degrees of freedom, although solved below the base speed, have yet not been solved in the flux weakening region.

This paper shows several strategies for the control of multiphase machines in flux weakening regions and compares them in terms of simplicity to implement and optimality in the use of available quantities. Proposed strategies are applied to a five-phase synchronous machine that has been developed for the MHYGALE project proposed by Valeo company.

1. Introduction

Les machines polyphasées sont de plus en plus utilisées dans des applications spécifiques où une haute densité de puissance, une faible tension de bus, une large gamme de vitesse et une possibilité de fonctionnement en mode dégradé sont nécessaires (Parsa, 2005).

Le contexte automobile offre un domaine applicatif dans lequel les machines polyphasées à aimants permanents commencent à s'imposer. Une tension de bus faible, autour de quelques dizaines de volts, offre une sécurité accrue et réduit les contraintes sur le système de gestion de la batterie (BMS, Battery Management System). Dans une gamme de puissances supérieures à 10kW, la multiplication du nombre de phases des machines permet alors de réduire les courants par phase et de ce fait l'utilisation de bras d'onduleur plus fiables car ne nécessitant pas l'utilisation de composants en parallèle. Par ailleurs, la volonté d'augmenter la puissance volumique mène à la définition de large plage de vitesse typiquement de quelques

trs/min à près de 14 000 trs/min. L'ensemble de ces éléments amène à devoir contrôler des machines polyphasées en mode défluxé.

Citons pour illustrer notre propos le projet MHYGALE proposé par Valeo et financé par l'ADEME dans lequel une machine synchrone à aimants permanents à cinq phases a été conçue de façon à offrir une hybridation douce (Mild-Hybridization) à moindre coût mais permettant de réduire significativement les émissions de CO₂ d'un véhicule classique (Lu *et al.*, 2011). Cette solution est basée sur l'utilisation d'une machine électrique réversible (Fonctionnements moteur et générateur possibles) de forte puissance (supérieure à 10-15 kW) en lieu et place de l'alternateur classique situé en face avant du véhicule, basse tension (50-60 V) avec large plage de vitesse (0-16 000 trs/min). La machine, connectée au moteur thermique via une courroie, offre les fonctions stop and start, freinage récupératif et assistance électrique du moteur thermique. Cette dernière fonction permet de réduire la puissance du moteur thermique (*downsizing*) tout en maintenant des performances identiques. L'intérêt majeur qui réside dans ce type de solution provient principalement de son faible coût dans la mesure où il suffit seulement de remplacer l'alternateur du véhicule par une machine plus puissance équipée d'une électronique adéquate. Une transition douce et lente, évitant ainsi une rupture technologique trop abrupte vers l'hybridation des véhicules thermiques, est donc obtenue.

L'utilisation de machines polyphasées, en lieu et place de machines triphasées classiques, permet de disposer de plus de degrés de liberté pour la commande. En effet, si seuls deux courants indépendants sont nécessaires pour commander en couple une machine électrique (cas de la machine triphasée couplée en étoile), une machine polyphasée à n phases ($n > 3$) et couplée en étoile offre $n-1$ courants indépendants. Se pose alors les problématiques de gestion optimale de ces degrés de libertés qui, bien que résolues dans bien des cas pour les machines polyphasées fonctionnant en deçà de la vitesse de base (hors fonctionnement en mode défluxé) (Kestelyn et Semail, 2011), font l'objet de cette communication.



Figure 1. Système MHYGALE de la société Valeo

Parmi une littérature abondante dédiée aux machines polyphasées, assez peu de travaux abordent le problème de la commande en mode défluxé. Pourtant, déterminer un jeu de références de courant permettant de générer le couple désiré à vitesse donnée tout en prenant en compte des contraintes de type limites de tension reste un problème difficile, voire impossible, à résoudre de façon analytique. Pour obtenir une solution au problème il faut alors émettre des hypothèses, par trop réductrices, qui ne permettent pas d'exploiter au mieux les capacités des entraînements électriques et par cela imposent aux concepteurs des surdimensionnements des composants inacceptables dans des contextes particuliers comme celui de l'automobile.

Comparées aux machines triphasées couplées en étoile, où seuls deux courants d'axe direct, noté d , et d'axe en quadrature, noté q , sont à contrôler, les machines polyphasées imposent le contrôle simultané d'un ensemble de courants dq . Une des stratégies classiques consiste à utiliser les degrés de liberté supplémentaires de façon à maximiser le couple tout en minimisant les pertes Joules. Pour une machine à pôles lisses, supposée fonctionnant loin de la saturation magnétique de ses matériaux et des limites de tension, les références de courants dq optimales possèdent une expression analytique, même lorsqu'une ou plusieurs de ses phases ne sont plus alimentées (Mode dégradé d'alimentation). Néanmoins, il est très difficile, voire impossible dans certains cas, d'obtenir une expression analytique de ces références lorsque la machine a atteint les limites de tension (Zone défluxée) (Casadei *et al.*, 2008 ; Levi *et al.*, 2008).

Deux solutions existent alors. La première consiste à faire des hypothèses simplificatrices permettant de définir les limites en tension de façon simple. Dans la littérature, par exemple dans (Parsa *et al.*, 2005 ; Casadei *et al.*, 2010 ; Xuelei *et al.*, 2011) , la simplification qui est retenue consiste à considérer que la tension de référence nécessaire pour alimenter la machine correspond à la somme des tensions de référence issues de chaque commande en dq , indépendamment de leurs déphasages respectifs (approche scalaire). Ce choix correspond à un cas critique et de fait limite les performances intrinsèques à l'entraînement. La deuxième solution consiste à calculer, pour chaque cas possible, les références de courants optimales de façon numérique (Lu *et al.*, 2012). Bien que permettant d'exploiter *a priori* les performances optimales de la machine, la mise en œuvre de ce type de commande nécessite l'utilisation de tables préprogrammées de grande taille dont les données, calculées par un nombre important de programmes d'optimisation, ne sont valables que pour un jeu de paramètres connus à l'avance. Se posent alors les problèmes de robustesse de cette stratégie vis-à-vis des paramètres.

La présente communication propose alors de comparer différentes stratégies pour la commande en mode défluxé des machines synchrones polyphasées à aimants permanents en termes de simplicité de mise en œuvre et de performances.

2. Modélisation de l'entraînement pentaphasé retenu dans l'étude

2.1. Présentation de l'entraînement

L'entraînement polyphasé choisi est composé d'une machine synchrone pentaphasée à aimants permanents dont les 5 phases, notées A, B, C, D et E , sont couplées en étoile et alimentées par un onduleur de tension deux niveaux à cinq bras lui-même alimenté par un redresseur à cinq bras alimenté par une tension continue notée V_{bus} et commandé en Modulation de la Largeur des Impulsions (MLI). La figure 2 propose un synoptique de l'entraînement considéré.

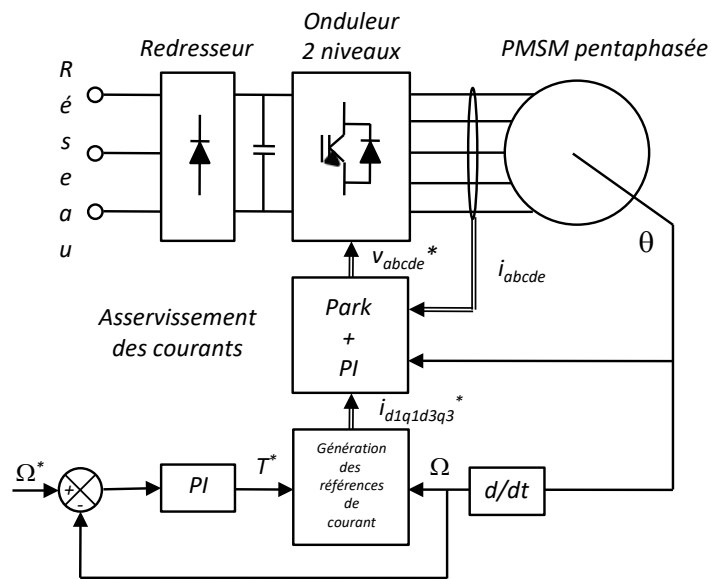


Figure 2. Synoptique de l'entraînement polyphasé

La vitesse de rotation Ω de l'arbre moteur est estimée via un codeur incrémental et se trouve être contrôlée par un correcteur Proportionnel Intégral (PI) qui génère un couple de référence T^* . Ce couple de référence, associée à l'information issue de la mesure de la vitesse de l'ensemble Ω , permet la génération des références de courant dq . Ces références de courants sont comparées aux courants dq estimés à partir des mesures des courants de phase auxquels a été appliquée une transformation de Park étendue inverse. L'asservissement des courants dq est réalisé par des correcteurs PI qui génèrent les tensions de référence pour l'onduleur, obtenues par application de la transformation de Park aux tensions dq issues des correcteurs.

2.2. Modélisation de la machine

La machine est modélisée dans la base de Park étendue. Les équations (2) à (8) sont obtenues par application de la transformation T donnée par l'équation (1) aux équations de la machine écrites avec les grandeurs par phase. Le concept multimachines fictives est utilisé ici de façon à associer à des sous-espaces propres, deux machines fictives diphasées (Kestelyn, 2003). La première machine fictive est appelée machine principale et se trouve modélisée dans le repère $dq1$. Les grandeurs de cette machine fictive sont associées aux grandeurs fondamentales de la machine réelle. La deuxième machine fictive est appelée secondaire et est modélisée dans le repère $dq3$. Les grandeurs de cette machine sont associées aux harmoniques trois des grandeurs de la machine réelle.

Les hypothèses de modélisation suivantes ont été adoptées :

- la saturation magnétique, l'hystérésis et les pertes fer ne sont pas pris en compte ;
- les effets de réductance et d'encoches sont négligés;
- seuls les harmoniques un et trois des grandeurs périodiques sont considérés

$$T = \sqrt{\frac{2}{5}} \begin{pmatrix} 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} \\ \sin(p\theta) & \sin(p\theta - 2\pi/5) & \sin(p\theta - 4\pi/5) & \sin(p\theta + 4\pi/5) & \sin(p\theta + 2\pi/5) \\ \cos(p\theta) & \cos(p\theta - 2\pi/5) & \cos(p\theta - 4\pi/5) & \cos(p\theta + 4\pi/5) & \cos(p\theta + 2\pi/5) \\ \sin 3(p\theta) & \sin 3(p\theta - 2\pi/5) & \sin 3(p\theta - 4\pi/5) & \sin 3(p\theta + 4\pi/5) & \sin 3(p\theta + 2\pi/5) \\ \cos 3(p\theta) & \cos 3(p\theta - 2\pi/5) & \cos 3(p\theta - 4\pi/5) & \cos 3(p\theta + 4\pi/5) & \cos 3(p\theta + 2\pi/5) \end{pmatrix} \quad (1)$$

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

$$v_{1q} = R i_{1q} + L_{1q} \frac{di_{1q}}{dt} + p\Omega \left(L_{1d} i_{1d} + \sqrt{\frac{5}{2}} \psi_{1f} \right) \quad (3)$$

$$v_{3d} = R i_{3d} + L_{3d} \frac{di_{3d}}{dt} + 3p\Omega L_{3q} i_{3q} \quad (4)$$

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

$$T_{em1} = p \left[(L_{1d} - L_{1q}) i_{1d} i_{1q} + \sqrt{\frac{5}{2}} \psi_{1f} i_{1q} \right] \quad (6)$$

$$T_{em3} = p \left[3(L_{3d} - L_{3q}) i_{3d} i_{3q} + 3\sqrt{\frac{5}{2}} \psi_{3f} i_{3q} \right] \quad (7)$$

$$T_{em} = T_{em1} + T_{em3} \quad (8)$$

Dans les équations (2) à (8) on reconnaîtra :

– $v_{1d}, v_{1q}, v_{3d}, v_{3q}$ et $i_{1d}, i_{1q}, i_{3d}, i_{3q}$ les tensions et courants d'axes d et q associés respectivement aux premier et troisième harmoniques des grandeurs par phase;

- R la résistance d'une phase ;
- $L_{1d}, L_{1q}, L_{3d}, L_{3q}$ les inductances d'axes d and q associées respectivement aux premier et troisième harmoniques du flux d'entrefer;
- p le nombre de paires de pôles ;
- Ω la vitesse de l'arbre mécanique
- ψ_{1f}, ψ_{3f} les flux créés par les aimants permanents le long des axes d et associés respectivement aux premier et troisième harmoniques du flux d'entrefer;
- T_{em1} le couple électromagnétique créé par le premier harmonique de flux dans l'entrefer;
- T_{em3} le couple électromagnétique créé par le premier harmonique de flux dans l'entrefer;
- T_{em} le couple électromagnétique total;

Le tableau 1 récapitule l'ensemble des données caractéristiques du système étudié dans le cadre du projet MHYGALE.

Tableau 1. Données caractéristiques du système étudié

Paramètre	Valeur
Résistance R	9,1 m Ω
Inductance L_{1d}	0,13 mH
Inductance L_{1q}	0,13 mH
Inductance L_{3d}	0,051 mH
Inductance L_{3q}	0,041 mH
Flux ψ_{1f}	19,4 mWb
Flux ψ_{3f}	0,675 mWb
Tension du bus V_{bus}	50 V
Courant max bras d'onduleur $I_{onduleur}$	125 A
Courant efficace thermique équivalent	64 A
Maximum speed Ω_{max}	16 000 rpm

3. Stratégie de commande en mode défluxé d'un ensemble pentaphasé avec des références de courants optimales

3.1. Exposé des contraintes électriques maximales – Zones de fonctionnement

Les différentes stratégies de fonctionnement de la machine dépendent de l'état des grandeurs électriques vis-à-vis des contraintes qui leurs sont imposées. On trouve des contraintes :

– En tension. La tension instantanée entre deux phases de la machine ne peut être qu'égale ou inférieure à la tension du bus continu. On a alors les contraintes : $|u_{AB}(t)| \leq V_{bus}, |u_{AC}(t)| \leq V_{bus}, |u_{AD}(t)| \leq V_{bus}, |u_{AE}(t)| \leq V_{bus}$ nommées C_V .

– En courant du point de vue de la machine. Les pertes Joule ne peuvent être supérieures à une valeur définie par des contraintes thermiques (température maximale). Dans ce cas, on a la contrainte : $\sqrt{i_{1d}^2 + i_{1q}^2 + i_{3d}^2 + i_{3q}^2} \leq \sqrt{5}I_{thermique}$ nommée C_{TH} .

– En courant du point de vue de l'onduleur. Les courants de phase instantanés ne peuvent être supérieurs au courant maximal admissible par un bras d'onduleur et être également inférieur au courant de démagnétisation de la machine électrique. Dans ce cas on a les contraintes $|i_A(t)| \leq I_{onduleur}, |i_B(t)| \leq I_{onduleur}, |i_C(t)| \leq I_{onduleur}, |i_D(t)| \leq I_{onduleur}, |i_E(t)| \leq I_{onduleur}$ nommées C_{OND} .

Suivant l'état des grandeurs électriques vis-à-vis de ces contraintes, plusieurs zones de fonctionnement peuvent être déterminées comme l'indique la figure 3. On recense :

– La zone 1 dans laquelle les valeurs crêtes des tensions entre phases sont inférieures ou égales à la tension de bus et les courants sont tels que les pertes Joules soient minimum à couple donné. Cette zone, appelée MTPA (Maximum Torque Per Amper) est délimitée horizontalement par la contrainte C_{TH} et verticalement par la limite C_V . Ses limites sont appelées couple max C_1 et vitesse de base Ω_{base} .

– La zone 2 dans laquelle les valeurs crêtes des tensions entre phases sont inférieures ou égales à la tension de bus et les valeurs crêtes des courants de phase sont inférieures au courant maximal admissible par un bras d'onduleur. Cette zone, appelée MTPA_p (MTPA avec maximisation de la valeur crête d'un courant de phase), est délimitée horizontalement par la contrainte C_{OND} et verticalement par la limite C_V . Ses limites sont appelées couple max C_2 et vitesse de base Ω_{base} . Cette zone, qui pourrait ne pas exister pour certaines configurations, doit être considérée comme une zone boost au niveau de couple et ne doit être empruntée que transitoirement (sous peine d'hyperthermie de la machine).

– La zone 3 dans laquelle les valeurs crêtes des tensions entre phases sont égales à la tension de bus et les courants sont tels que les pertes Joules soient minimales ou égales à leur maximum à couple donné. Cette zone est délimitée par les contraintes C_{TH} et C_V et se termine à la vitesse limite Ω_1 .

– La zone 4 dans laquelle les valeurs crêtes des tensions entre phases sont égales à la tension de bus et les courants sont inférieurs ou égaux au courant maximal admissible par un bras d'onduleur. Cette zone est délimitée par les contraintes C_{OND} et C_V et se termine à la vitesse limite Ω_2 . On notera que la zone 4 peut, dans certaines configurations, réduire la zone 3 et non l'agrandir.

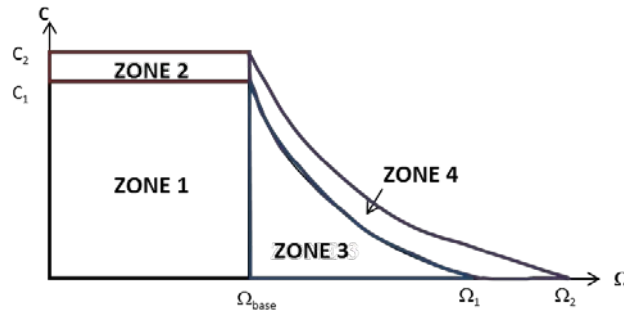


Figure 3. Différentes zones de fonctionnement d'une machine polyphasée

3.2. Calcul des références optimales de courant

3.2.1. Calcul analytique des références de courant

Le calcul analytique des références de courant optimales d'une machine polyphasée à aimants permanents, au sens couple maximal à pertes Joule données, est proposé par exemple dans (Kestelyn et Semail, 2011). Dans ce cas, les deux machines fictives (associées respectivement au fondamental et à l'harmonique 3 des grandeurs de la machine réelle) sont utilisées simultanément pour arriver à un résultat optimal.

La méthode exposée n'est néanmoins valable qu'à la condition de respecter les hypothèses d'absence de saillance et de fonctionnement sans limites en tension et en courant. Les auteurs n'ont jusqu'à maintenant ni été capables de calculer de façon analytique les références de courant optimales en présence de contraintes de type tension ou courant ni de trouver une référence dans laquelle ce type de calcul est proposé.

3.2.2. Calcul numérique des références de courant

S'il est impossible de calculer analytiquement les références optimales de courant, une méthode numérique permet de calculer les références optimales pour un nombre fini de combinaisons couple-vitesse (Lu *et al.*, 2012). Cette stratégie est nommée MTPA.

Les calculs des références de courant sont obtenus en trois étapes basées sur l'utilisation d'outils d'optimisation (fonction *fmincon* de la Toolbox Optimisation de MATLAB). Ces outils permettent de calculer les entrées d'une fonction à maximiser ou minimiser tout en respectant des contraintes. Pour ces calculs, le modèle de l'entraînement modélisé par les équations (1) à (8) est utilisé et seules sont adoptées les hypothèses posées au paragraphe 2.2.

Les deux premières étapes consistent à calculer les limites des caractéristiques couple- vitesse. La première est dédiée au calcul de la vitesse limite qui peut être

atteinte par l'ensemble en respectant les limites de tension et de courant. La fonction à maximiser est exprimée par l'équation (9).

$$\max(\Omega) \text{ tel que } \begin{cases} \text{La contrainte en tension soit respectée} \\ \text{La contrainte en courant soit respectée} \end{cases} \quad (9)$$

La deuxième étape consiste à calculer les limites positives et négatives des caractéristiques couple-vitesse en cherchant quel est le couple maximal atteignable en respectant les limites de tension et de courant pour une vitesse donnée. La fonction à maximiser est exprimée par l'équation (10).

$$\max(T_{em}) \text{ tel que } \begin{cases} \text{La contrainte en tension soit respectée} \\ \text{La contrainte en courant soit respectée} \end{cases} \quad (10)$$

La troisième et dernière étape consiste à calculer les références (i_d, i_q) pour un nombre fini de combinaisons couple-vitesse compris en deçà des limites possibles calculées précédemment et permettant d'obtenir le couple souhaité tout en minimisant les pertes Joule. La fonction à minimiser est exprimée par l'équation (11).

$$\min(P_{\text{Joules}}) \text{ tel que } \begin{cases} \text{La contrainte en tension soit respectée} \\ \text{La contrainte en courant soit respectée} \\ T_{em} = (T_{em})_{ref} \end{cases} \quad (11)$$

3.3. Application du calcul des références de courants optimales à une machine particulière

Dans ce paragraphe, nous présentons le calcul des références de courant qui serviront à appréhender les difficultés posées par la commande optimale en mode défluxé des machines polyphasées ainsi que de pouvoir y comparer les autres stratégies. Les références de courant sont alors optimales au sens des pertes par effet Joule et de l'utilisation du bus de tension continue.

La résolution des équations pour obtenir les résultats étant de type numérique et non symbolique, il est nécessaire de considérer une machine particulière caractérisé par les données du tableau 1.

Les trois étapes exposées au paragraphe 4.1 sont exécutées avec pour contraintes :

En tension :

$$C_V : (|u_{AB}| \text{ ou } |u_{AE}|) \leq V_{bus}$$

En courant (C_{TH} ou C_{OND}) :

$$C_{TH} : \sqrt{i_{1d}^2 + i_{1q}^2 + i_{3d}^2 + i_{3q}^2} \leq \sqrt{5} I_{thermique} \quad \text{ou} \quad C_{OND} : (|i_A| \text{ ou } |i_E|) \leq I_{onduleur}$$

La figure 4 montre les caractéristiques couples-vitesses pour les deux types de contraintes, basée sur les pertes Joule maximales (contrainte C_{TH}) et sur le courant maximal admissible par un bras d'onduleur (contrainte C_{OND}). La vitesse de base est de 1 500 tr/min et on remarque que, dans notre cas, les zones de fonctionnement délimitées par les courbes issues de la contrainte C_{TH} (zones 1 et 3) sont comprises dans les zones de fonctionnement délimitées par la contrainte C_{OND} (zones 2 et 4). Enfin, les deux stratégies permettent d'atteindre respectivement des vitesses limites de 4 200 tr/min jusqu'à plus de 16 000 tr/min.

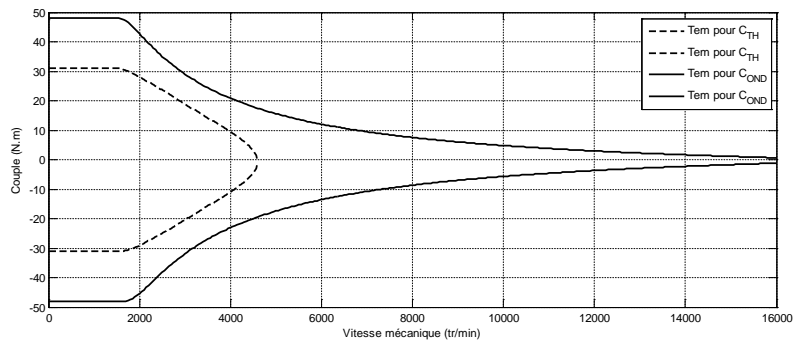


Figure 4. Différentes zones de fonctionnement couple - vitesse du système étudié

La tableau 2 montre différentes courbes de tensions composées et de courants de phases correspondant à différents points de fonctionnement.

Les deux premières lignes du tableau correspondent à des vitesses de 1 000 tr/min.

Pour la première ligne, le couple correspond à la valeur limite imposée par la contrainte C_{TH} (31 N.m). La vitesse étant inférieure à la vitesse de base, les tensions composées, comportant des harmoniques 1 et 3, sont inférieures à la tension de bus. Les courants sont composés d'un fondamental et d'un harmonique trois en opposition de phase dont les amplitudes sont dans un rapport identique à celles des forces électromotrices de rang 1 et 3, gage d'une commande *MTPA* pour le type de machine étudié ($i_{3q} / i_{1q} = 3 \psi_{3f} / \psi_{1f} = 0,104$). La valeur maximale d'un courant de phase est de 100 A et sa valeur efficace de 64A (Comme imposé par la stratégie choisie).

Pour la deuxième ligne, le couple correspond à la valeur limite imposée par la contrainte C_{OND} (48,2 N.m). La vitesse étant inférieure à la vitesse de base, les tensions composées, comportant des harmoniques 1 et 3, sont inférieures à la tension de bus. Les courants sont composés d'un fondamental et d'un harmonique trois cette fois-ci en phase dont les amplitudes sont dans un rapport tel que la valeur du fondamental du courant est maximale ($i_{3q} / i_{1q} = 0,15$). La valeur maximale d'un

courant de phase est de 125A (comme imposé par la stratégie choisie) et sa valeur efficace de 103A.

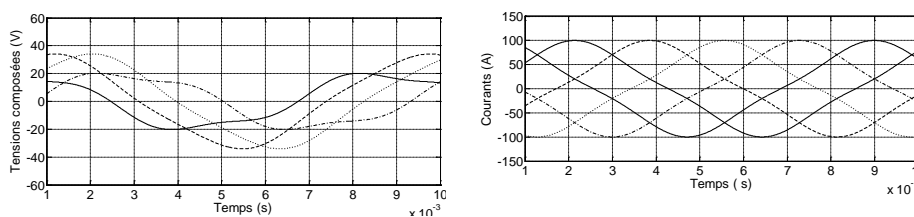
Les deux dernières lignes du tableau correspondent à des vitesses de 4 000tr/min.

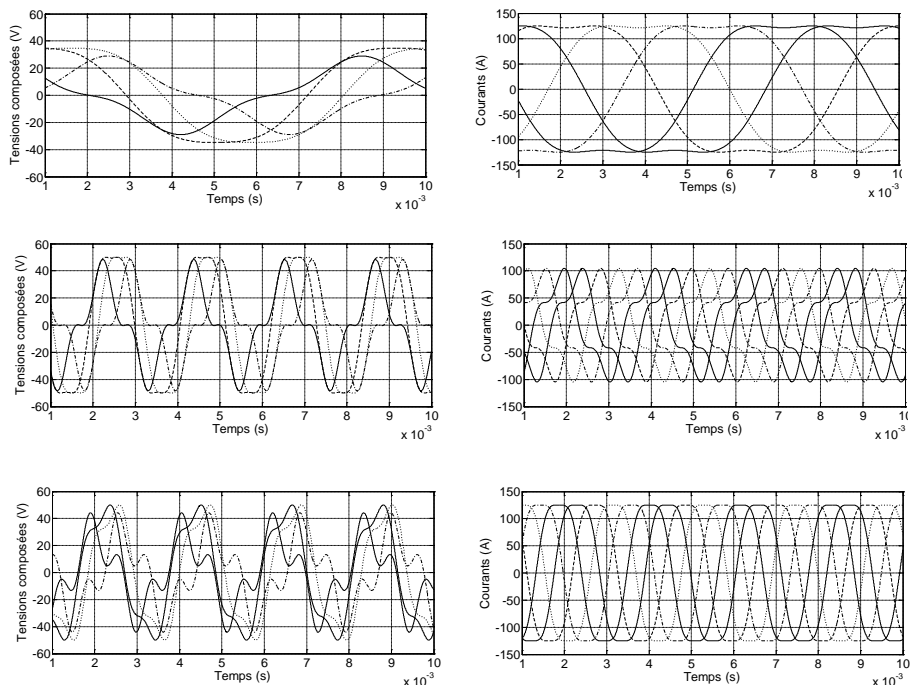
Pour la troisième ligne, le couple correspond à la valeur limite imposée par la contrainte C_{TH} (9,3 N.m). La vitesse étant supérieure à la vitesse de base, certaines tensions composées, comportant des harmoniques 1 et 3, ont un maximum égal à la tension de bus. Les courants sont composés d'un fondamental et d'un harmonique trois, cette fois-ci ni en phase, ni en opposition de phase, dont les amplitudes sont telles que la valeur efficace d'un courant de phase reste égale à 64A. La valeur crête d'un courant de phase étant de 104A.

Pour la quatrième ligne, le couple correspond à la valeur limite imposée par la contrainte C_{OND} (20,8 N.m). La vitesse étant supérieure à la vitesse de base, certaines tensions composées ont un maximum égal à la tension de bus. On remarquera par rapport à la stratégie C_{TH} les déphasages complètement différents entre les harmoniques 1 et 3 de tension. Les harmoniques 1 et 3 de courants conservent les mêmes amplitudes et déphasages qu'à 1 000 tr/min de façon à maximiser l'amplitude du fondamental. La valeur crête d'un courant de phase reste donc de 125A (comme imposé par la stratégie choisie) et sa valeur efficace de 103A.

En conclusion de cette analyse, on remarque que le respect des contraintes en tension et courant passe par la gestion simultanée des amplitudes et des déphasages des différents harmoniques de tension et de courant (réduits aux harmoniques un et trois dans notre cas). Une approche vectorielle est donc obligatoire. Par rapport au cas triphasé où seules deux variables sont à gérer simultanément (amplitude et phase ou grandeurs suivant les axes d et q), une machine pentaphasée nécessite la gestion simultanée de quatre grandeurs. A ce jour, la prise en compte simultanée des quatre variables ne permet pas de trouver une solution analytique au problème, d'où l'approche numérique proposée.

Tableau 2. Différentes courbes tensions-courants suivant les points de fonctionnement (résultats de simulations)





4. Comparaison à des stratégies utilisant des références de courant suboptimales

Différentes stratégies permettant de calculer les références de courant pour une machine pentaphasée à aimants permanents sont comparées dans cette communication. Toutes les références sont calculées à partir du même programme numérique présenté au paragraphe 3.2.

4.1. Hypothèses simplificatrices et restrictions engendrées du potentiel du système

Les courbes tensions composées et courants de phase obtenues par calcul numérique et exposées au paragraphe 3.3 montrent que les références de courants optimales sont très différentes suivant le point de fonctionnement du système et, comme annoncé, impossible à relier de façon analytique. Si l'on veut alors éviter l'emploi de tables préprogrammées qui stockent les références de courant calculées à l'avance, il est nécessaire de simplifier les objectifs qu'on assigne au système. Il s'agit alors d'une part de simplifier la génération des références de courant et d'autre part de simplifier le calcul des limites en courant et en tension.

4.1.1. Simplification de la génération des références de courant dans les référentiels dq

La simplification la plus directe consiste à imposer un comportement simple aux références de courant de chacune des machines fictives (principale et secondaire associées respectivement aux harmoniques de rang 1 et 3). L'objectif consiste à rendre le défluxage de la machine polyphasée en pratique aussi simple que celui classique d'une machine triphasée couplée en étoile.

Les simplifications peuvent alors consister à :

- Imposer des courants en permanence nuls dans la machine secondaire (Courants sinusoïdaux dans la machine réelle). Cette stratégie est nommée $I_{DQ3=0}$;
- Imposer des tensions en permanences nulles dans la machine secondaire (Machine secondaire en court-circuit). Cette stratégie est nommée $V_{DQ3=0}$;
- Imposer un courant d'axe d toujours nul dans la machine secondaire et un courant d'axe q dans la machine secondaire proportionnel au courant d'axe q de la machine principale (0,104 dans le cas de la machine étudiée ici). Dans ce cas, avant la zone de fonctionnement en défluxé, la machine est alors en commande *MTPA*. Cette stratégie est nommée *MTPA_S*.

4.1.2. Simplification du calcul des limites en courant et en tension

La difficulté d'évaluation des valeurs maximales des tensions et des courants provient de la gestion simultanée des amplitudes et des phases des harmoniques 1 et 3. On peut alors simplifier ces évaluations en considérant que les harmoniques sont tous en phase (ou en opposition de phase), ce qui mène à ne considérer que le cas critique. Dans ce cas, les contraintes en tension et courant maximaux deviennent :

$$\left(|u_{AB}| \text{ to } |u_{AE}| \right) \leq V_{bus} \Rightarrow \sqrt{(v_{1d}^2 + v_{1q}^2)} + \sqrt{(v_{3d}^2 + v_{3q}^2)} \leq \frac{V_{bus}}{2} * \sqrt{\frac{5}{2}} \text{ (Stratégie } C_{VS} \text{)}$$

$$\left(|i_A| \text{ to } |i_E| \right) \leq I_{onduleur} \Rightarrow \sqrt{(i_{1d}^2 + i_{1q}^2)} + \sqrt{(i_{3d}^2 + i_{3q}^2)} \leq I_{onduleur} * \sqrt{\frac{5}{2}} \text{ (Stratégie } C_{ONDS} \text{)}$$

Il est évident que les performances du système sont bien entendues limitées, les calculs considérant en permanence le cas critique (signaux en phase).

La limite en courant efficace (stratégie C_{TH}) reste elle inchangée car elle est simple à calculer ne dépendant que des amplitudes et pas des phases entre harmoniques.

4.2. Comparaison des différentes stratégies à références suboptimales en termes de performances dans l'espace couple vitesse

On utilise ici le même algorithme de calcul des grandeurs optimales de façon à comparer les performances des différentes stratégies suboptimales aux stratégies optimales exposées au paragraphe 4.1. On compare tout d'abord les stratégies

4.2.1. Caractéristiques couple-vitesse basées sur le respect du courant efficace moteur maximal

La figure 5 compare les différentes courbes couple-vitesse adoptant les trois stratégies simplifiées $I_{DQ3=0}$, $V_{DQ3=0}$ et $MTPA_S$ par rapport à la stratégie optimale $MTPA$. Pour les stratégies simplifiées, les limites en tension C_{VS} et en courant C_{THS} sont adoptées alors que pour la stratégie $MTPA$ les limites C_V et C_{TH} sont utilisées.

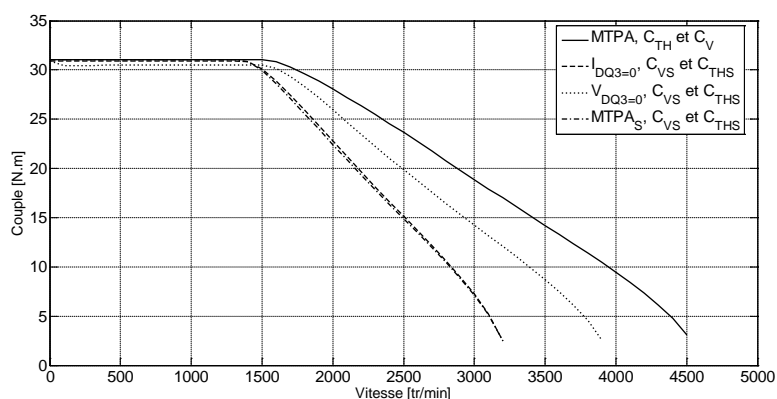


Figure 5. Comparaisons de caractéristiques couples pour différentes stratégies en considérant les limitations dues à la thermique de la machine

On constate que dans le cas de la machine étudiée, les couples obtenus avant le défluxage sont sensiblement les mêmes, ce qui est logique car cette machine possédant peu d'harmonique de rang trois de force électromotrice. Par contre, la stratégie qui consiste à maintenir le rapport entre le déphasage et l'amplitude des harmoniques 1 et 3 de courant constant durant tout le fonctionnement amène à une vitesse limite bien plus faible pour les stratégies $MTPA_S$ (où l'harmonique de rang trois à une amplitude et une phase proportionnelle au fondamental quelle que soit la vitesse) et $I_{DQ3=0}$ (dans laquelle l'harmonique 3 de courant est toujours maintenu nul).

La mise en court-circuit de la machine secondaire (stratégie $V_{DQ3=0}$) permet dans notre cas d'induire des courants d'harmonique trois dont l'amplitude et la phase évoluent favorablement avec l'augmentation de la vitesse, permettant ainsi d'accroître la vitesse limite. On notera par contre que le couple avant défluxage est plus faible cela étant dû aux courants de court-circuit dans la machine secondaire.

4.2.2. Caractéristiques couple-vitesse basées sur le respect du courant crête onduleur

La figure 6 compare les différentes courbes couple-vitesse adoptant les trois stratégies simplifiées $I_{DQ3=0}$, $V_{DQ3=0}$ et $MTPA_S$ par rapport à la stratégie optimale

MTPA. Pour les stratégies simplifiées, les limites en tension C_{VS} et en courant C_{ONDS} sont adoptées alors que pour la stratégie *MTPA* les limites C_V et C_{OND} sont utilisées.

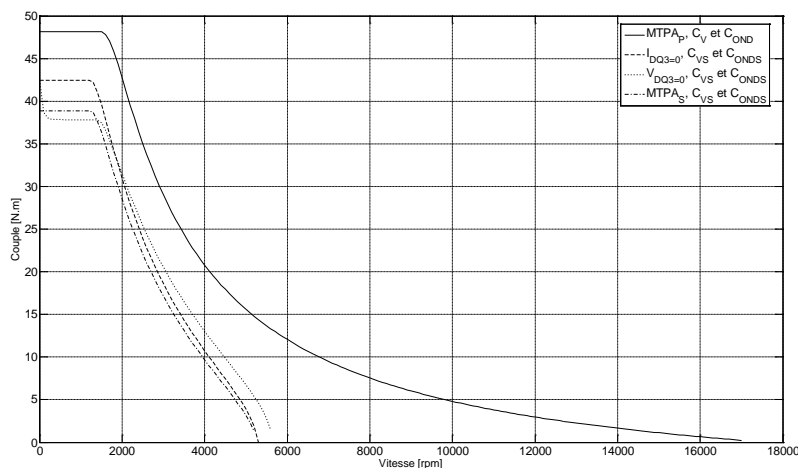


Figure 6. Comparaisons de caractéristiques couples pour différentes stratégies en considérant les limitations dues aux interrupteurs de l'onduleur

On constate ici que lorsque l'objectif est de minimiser le courant crête de phase, la gestion simultanée des amplitudes et des phases des différents harmoniques est fondamentale. En effet, les stratégies simplifiées montrent toutes une réduction significative de la vitesse limite (rapport approximatif de trois) et du couple avant défluxage (pertes de 10 % du couple maximale pour la meilleure des stratégies suboptimales).

5. Analyses des stratégies en termes d'implantation et de robustesse

La stratégie optimale (Commande *MTPA* ou *MTPA_p*) demande des références de courants qui sont issues de calcul numérique (Lu *et al.*, 2012). Ces références ne peuvent être que calculées à l'avance et mémorisées dans des mémoires de grande taille. La figure 7 montre une mise en œuvre de cette solution en utilisant des tables préprogrammées à deux entrées. Ces tables sont issues de calculs d'optimisation réalisés à paramètres supposés constants comme la tension de bus, les résistances et inductances de la machine, le champ induit par les aimants, etc. Dans le cas de paramètres qui varieraient, il serait nécessaire de mettre en place des tables préprogrammées à plus de deux entrées, ceci rendant encore plus compliqué et délicat la mise en œuvre d'une telle solution. On notera de plus que les références de courant ont été calculées à partir d'un modèle statique de la machine et donc uniquement optimales dans ce cas particulier de figure.

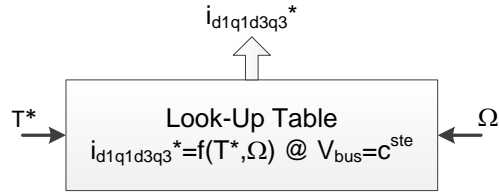


Figure 7. Mise en œuvre d'une solution Look-up table pour la génération de références de courants optimales

Comme le montre la figure 8 pour le cas particulier de la stratégie $I_{DQ3}=0$ et les limites en tension C_{VS} et en courant C_{ONDS} , toutes les stratégies suboptimales peuvent être implantées par le biais d'un asservissement de la tension de bus, évitant ainsi de nombreux calculs hors-ligne et la mise en mémoire d'un nombre très important de références (Harnefors *et al.*, 2001). Bien que les références ne soient plus optimales, puisque déduites à partir d'hypothèses simplificatrices, les variations potentielles des paramètres ainsi que la dynamique de variation des grandeurs sont prises naturellement en compte avec l'asservissement de la tension de bus.

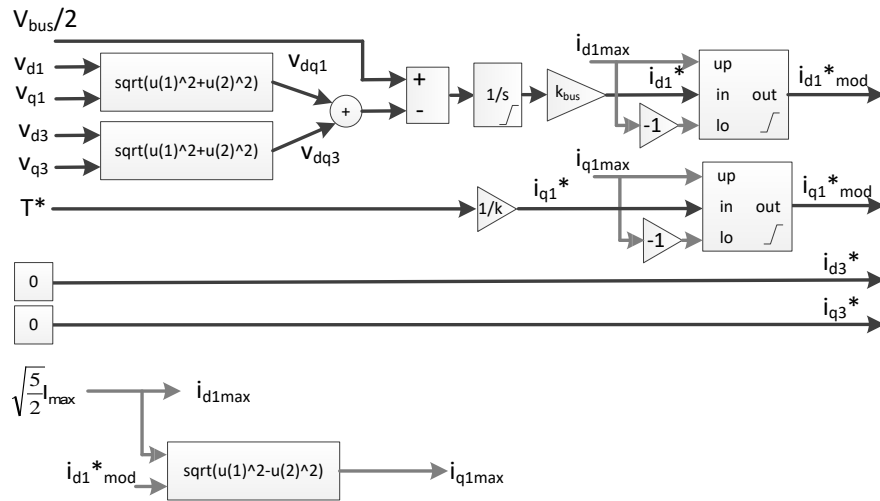


Figure 8. Mise en œuvre d'une solution asservissement de la tension de bus pour la génération de références de courants suboptimales (Exemple pour la stratégie $I_{DQ3}=0$ et les limites en tension C_{VS} et en courant C_{ONDS})

6. Conclusions

Cette communication propose une étude de différentes stratégies de fonctionnement en mode défluxé de machines polyphasées. Une méthode de calcul numérique des références de courant a permis de montrer qu'il était nécessaire de considérer simultanément les amplitudes et phase des harmoniques 1 et 3 de tension comme de courant pour commander de façon optimale une machine pentaphasée dans sa zone défluxée.

Le manque de robustesse et la difficulté de mise en œuvre de la solution optimale étant montré, des stratégies plus simples, alors suboptimales, sont proposées et leur performances sont comparées en prenant les stratégies optimales comme références. Un exemple de mise en œuvre d'une méthode suboptimale est enfin proposé.

Bibliographie

- Casadei D., Dujic D., Levi E. Serra G. Tani A., Zarri L. (2008). General Modulation Strategy for Seven-Phase Inverters with Independent Control of Multiple Voltage Space Vectors, *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, vol. 23, n° 2, May, p. 1921-1932.
- Casadei D., Mengoni M., Serra G., Tani A., Zarri L., Parsa L. (2010). Control of a High Torque Density Seven-phase Induction Motor with Fieldweakening Capability, *Proceedings of 2010 International Symposium on Industrial Electronics (ISIE'10)*, p. 2147-2152.
- Harnefors L., Pietilainen K., Gertmar L. (2001). Torque-maximizing field-weakening control: design, analysis, and parameter selection, *Industrial Electronics, IEEE Transactions on* , vol. 48, n° 1, Feb. , p. 161, 168.
- Kestelyn X. (2003) Modélisation vectorielle multimachines pour la commande des ensembles convertisseurs machines polyphasés. Thèse en genie électrique de l'Université Lille 1, 12-2003.
- Kestelyn X., Semail E. (2011) A Vectorial Approach for Generation of Optimal Current References for Multiphase Permanent-Magnet Synchronous Machines in Real Time, *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 58, n° 11, Nov., p. 5057-5065.
- Levi E., Dujic D., Jones M., Grandi G. (2008). Analytical Determination of DC-Bus Utilization Limits in Multiphase VSI Supplied AC Drives, *IEEE Trans. on Energy Conversion*, vol. 23, n° 2, June, p. 433-443.
- Lu L., Semail E., Kobylanski L., Kestelyn X. (2011). Flux-weakening strategies for a five-phase PM synchronous machine, *Power Electronics and Applications (EPE 2011), Proceedings of the 2011-14th European Conference on*, p.1-7, Aug. 30-Sept. 1.
- Lu L., Aslan B., Kobylanski L., Sandulescu P., Meinguet F., Kestelyn X., Semail E. (2012). Computation of optimal current references for flux-weakening of multi-phase synchronous machines, *IECON 2012, 38th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society*, p. 3610 et 3615, 25-28 Oct.

- Parsa L. (2005). On advantages of multi-phase machines. *Industrial Electronics Society, IECON 2005, 31st Annual Conference of IEEE*, p. 6, 6-10 Nov.
- Parsa L., Namhun K., Toliyat H.A. (2005). Field Weakening Operation of High Torque Density Five-Phase Permanent Magnet Motor Drives. *Proceedings of 2005 IEEE International Conference on Electric Machines and Drives (IEMDC'05)*, p. 1507-1512.
- Xuelei S., Xuhui W., Wei C. (2011). Research on field-weakening control of multiphase permanent magnet synchronous motor, *Electrical Machines and Systems (ICEMS), International Conference on*, p. 1-5, 20-23 Aug.