

Comparaison de deux observateurs non linéaires pour la commande sans capteur de la MSAP : validation expérimentale

Marwa Ezzat*, Alain Glumineau, Robert Boisliveau

Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes, IRCCyN, UMR CNRS 6597, Ecole Centrale de Nantes, 1 Rue de la Noe, 44321 Nantes, France

*Auteur correspondant Marwa.Ezzat@ircryn.ec-nantes.fr

Résumé— Dans cet article, après une analyse de l'observabilité de la machine synchrone à aimants permanents à pôles lisses, deux observateurs robustes de type modes glissants sont comparés pour la reconstruction de la vitesse de cette machine en particulier à vitesse faible ou nulle. Les qualités de robustesses de ces observateurs sont privilégiées. Le premier observateur est basé sur l'estimation de la force électromotrice puis de la vitesse alors que le second est basé sur le modèle complet. Les deux observateurs sont testés et validés sur un benchmark industriel défini dans le cadre du groupe inter GDR CE2 ([24]). Des résultats expérimentaux avec tests de robustesse sont présentés.

Mots-clés— Machine synchrone à aimants permanents, commande sans capteur, observateur non linéaire, benchmark.

I. INTRODUCTION

Les champs d'application de la machine synchrone à aimants permanents s'accroissent chaque jour en particulier grâce à la qualité des matériaux magnétiques. Parmi les avantages de cette machine, on peut citer sa haute vitesse, sa faible inertie, son couple massique élevé et son faible coût d'entretien. De plus, les progrès dans les matériaux magnétiques ont augmenté leur viabilité.

Les commandes les plus performantes comme la commande "vectorielle ou la commande directe de couple" requièrent une connaissance précise de la position et de la vitesse du rotor pour assurer un auto-pilotage. Ces informations peuvent être fournies par des capteurs mécaniques. Cela implique l'augmentation du volume, le coût global du système et aussi la diminution de la fiabilité du système [22], [14]. De plus, cela nécessite un bout d'arbre disponible pour ajouter ces capteurs. C'est pourquoi l'observation et donc la commande sans capteur mécanique attire l'attention de la recherche. Plusieurs approches ont été proposées pour estimer la position et la vitesse. En général, ces approches peuvent être classées en deux groupes : 1) approche basée sur le modèle de la machine 2) approche sans modèle. Concernant la première approche, la plupart des méthodes proposées sont basées sur l'estimation des forces électromotrices (FEM) ou bien sur l'estimation du flux. Pour les machines synchrones à aimants permanents à pôles lisses (MSAPPL, $L_d = L_q$), la majorité des techniques proposées pour estimer la position ou la vitesse est basée sur l'estimation de la FEM [14], [13], [16]. Par contre, cette méthode ne convient pas

pour les machines synchrones à aimants permanents à pôle saillant (MSAPPS, $L_d \neq L_q$), où les informations de la position sont contenues non seulement dans la FEM, mais aussi dans les inductances. Par conséquent, une FEM étendue est proposée [7], [15].

Par ailleurs, des observateurs adaptatifs ont été présentés [5], [9]. Le Filtre de Kalman étendu a été utilisé pour estimer la position et la vitesse [8], [3] ainsi que la méthode du modèle de référence adaptatif [10]. Fondée sur la saillance du rotor, la deuxième approche est plutôt appliquée à la MSAPPS. Cela peut être réalisé par injection de signal à haute fréquence [4], [11].

En conclusion, de nombreux articles récents donnent des résultats sur l'observation de la machine synchrone à pôles lisses, mais peu de tests de robustesse et expérimentaux sont donnés. De plus, ce type de machine présente une singularité d'observation à vitesse nulle [21], ce qui n'est pas bien abordé dans les travaux sur les observateurs car peu de travaux donne des résultats expérimentaux à vitesse faible ou nulle.

Dans cet article, deux observateurs non linéaires sont introduits. Le premier est basé sur la reconstruction de la FEM. Le deuxième utilise le modèle complet du moteur. Ils sont validés expérimentalement avec des tests de robustesse sur un benchmark industriel spécifique défini dans le cadre du groupe inter GDR CE2 ([24]). Leurs performances ont été comparées en particulier dans la zone d'inobservabilité de la machine.

Cet article est organisé comme suit. La section II présente brièvement le modèle de la MSAPPL ainsi que l'analyse de l'observabilité sans l'hypothèse de la vitesse constante qui a été prise dans [21]. Ensuite, à la section III est présenté un observateur par mode de glissement qui est basé sur l'estimation de la force électromotrice. Dans la section IV est introduit un autre observateur par mode de glissement qui est basé sur le modèle complet. En section V, des résultats expérimentaux avec tests de robustesse sont donnés et une comparaison des performances des deux observateurs est réalisée. Enfin, en section VI sont présentées des conclusions et perspectives.

NOTATION

Ω	la vitesse mécanique du rotor
p	le nombre de paires de pôles
ω	la vitesse électrique ($\omega = p\Omega$)
θ	la position angulaire du rotor
θ_e	position électrique du rotor ($\theta_e = p\theta$)
ψ_f	le flux de l'aimant permanent
$i_{\alpha,\beta}$	les courants statoriques dans le repère fixe
$v_{\alpha,\beta}$	les tensions statoriques dans le repère fixe
R_s	la résistance statorique
L_s	l'inductance statorique
f_v	le coefficient de frottement visqueux
J	l'inertie du rotor et de la charge
e	les forces électromotrices (FEM).

II. OBSERVABILITÉ DE LA MSAPPL

Dans le cas général des machines à pôles saillants, pour l'analyse de l'observabilité, le modèle mathématique dans un repère fixe ($\alpha - \beta$) lié au stator peut être écrit :

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + \frac{d}{dt}L_\alpha & \frac{d}{dt}L_{\alpha\beta} \\ \frac{d}{dt}L_{\alpha\beta} & R_s + \frac{d}{dt}L_\beta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} + \omega\psi_f \begin{bmatrix} -\sin\theta_e \\ \cos\theta_e \end{bmatrix} \quad (1)$$

où

$$L_\alpha = L_0 + L_1 \cos 2\theta_e, L_\beta = L_0 - L_1 \cos 2\theta_e, \\ L_{\alpha\beta} = L_1 \sin 2\theta_e, L_0 = \frac{L_d + L_q}{2}, L_1 = \frac{L_d - L_q}{2}.$$

En développant, les équations des dynamiques de courant peuvent être écrites :

$$\begin{bmatrix} \dot{i}_\alpha \\ \dot{i}_\beta \end{bmatrix} = \frac{A_\theta}{D} \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} - \frac{R_s A_\theta}{D} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} - \frac{2L_1\omega B_\theta}{D} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} - \frac{\omega\psi_f(L_0 + L_1)}{D} \begin{bmatrix} -\sin\theta_e \\ \cos\theta_e \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\text{où } A_\theta = \begin{bmatrix} L_\beta & -L_{\alpha\beta} \\ -L_{\alpha\beta} & L_\alpha \end{bmatrix} \quad B_\theta = \begin{bmatrix} -L_a & L_b \\ L_b & L_a \end{bmatrix}$$

$$L_a = L_0 \sin 2\theta_e, L_b = L_1 + L_0 \cos 2\theta_e, \\ D = |A_\theta| = L_\alpha L_\beta - (L_{\alpha\beta})^2$$

avec les équations mécaniques :

$$\begin{cases} \dot{\theta} = \Omega \\ \dot{\Omega} = \frac{p}{J} [2L_1(i_\alpha \cos\theta_e - i_\beta \sin\theta_e) + \psi_f] \\ \quad (i_\beta \cos\theta_e - i_\alpha \sin\theta_e) - \frac{f_v}{J}\Omega \end{cases} \quad (3)$$

$$x = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \\ \Omega \\ \theta \end{bmatrix}, \quad v = \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix}, \quad h(x) = \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix}$$

La propriété d'observabilité est testée à partir des mesures et de leurs dérivées respectives. Notons

$$P_1(x) = \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \\ \dot{h}_1 \\ \dot{h}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix}$$

A partir du modèle (2), l'analyse de l'observabilité est faite à l'aide du jacobien J_1 de $P_1(x)$ par rapport à l'état x ce qui permet de caractériser l'observabilité du système au sens du rang [17] :

$$J_1(x) = \frac{\partial(P_1(x))}{\partial(x)}.$$

Le déterminant D_1 de $J_1(x)$ est:

$$\begin{aligned} D_1 = & \frac{2L_1\psi_f(L_0+L_1)}{D^2}(v_\alpha \sin\theta_e - v_\beta \cos\theta_e) \\ & - \frac{2R_s L_1 \psi_f (L_0+L_1)}{D^2}(i_\alpha \sin\theta_e - i_\beta \cos\theta_e) \\ & + \frac{\psi_f^2 \omega (L_0+L_1)^2}{D^2} + \frac{8L_1 L_0 \psi_f \omega (L_0+L_1) i_\beta}{D^2} \sin\theta_e \\ & + \frac{8L_1 L_0 \psi_f \omega (L_0+L_1) i_\alpha}{D^2} \cos\theta_e + \frac{4L_1^2 L_0}{D^2}(i_\beta v_\alpha - i_\alpha v_\beta) \\ & + \left[\frac{8L_1^2 L_0^2 \omega - 4R_s L_1^3 \sin 2\theta_e + 8L_1^3 L_0 \omega \cos 2\theta_e}{D^2} \right] (i_\alpha^2 + i_\beta^2) \\ & + \frac{4L_1^3 i_\beta}{D^2}(v_\alpha \cos 2\theta_e + v_\beta \sin 2\theta_e) \\ & + \frac{4L_1^3 i_\alpha}{D^2}(v_\alpha \sin 2\theta_e - v_\beta \cos 2\theta_e) \\ & + \frac{2L_1^2 \psi_f \omega (L_0+L_1)}{D^2}(i_\alpha \cos\theta_e - i_\beta \sin\theta_e) \end{aligned}$$

• Dans le cas où la machine est à pôles lisses ($L_d = L_q \Rightarrow L_1 = 0$). La valeur du déterminant sera :

$$D_1 = \frac{\psi_f^2 \omega}{L_0^2}.$$

Proposition 1: Sachant que le flux de l'aimant (ψ_f) ainsi que l'inductance (L_d) sont toujours constants et différents de zéro, la MSAPPL est observable si et seulement si sa vitesse est non nulle ($\omega \neq 0$).

Remarque 1: La vitesse nulle est une singularité pour l'observabilité de la MSAPPL. Toutefois selon les entrées appliquées, des conditions de persistance peuvent être suffisantes pour caractériser l'observabilité [1].

Remarque 2: Les dérivés d'ordre supérieur des mesures n'apportent aucune information supplémentaire pour l'étude de l'observabilité de la MSAPPL.

Le modèle de la MSAPPL peut être écrit comme suit :

$$\begin{aligned} \frac{di_\alpha}{dt} &= -\frac{R_s}{L_s} i_\alpha + \frac{p\psi_f}{L_s} \Omega \sin\theta_e + \frac{1}{L_s} v_\alpha \\ \frac{di_\beta}{dt} &= -\frac{R_s}{L_s} i_\beta - \frac{p\psi_f}{L_s} \Omega \cos\theta_e + \frac{1}{L_s} v_\beta \\ \frac{d\Omega}{dt} &= \frac{p\psi_f}{J} (i_\beta \cos\theta_e - i_\alpha \sin\theta_e) - \frac{f_v}{J} \Omega \\ \frac{d\theta}{dt} &= \Omega \end{aligned} \quad (4)$$

La charge est de type inertielle.

III. PREMIER OBSERVATEUR

Parmi les différentes méthodes d'observation utilisées, pour leurs qualités de robustesse les observateurs à modes glissants ont été étudiés récemment : [12], [20], [23], [18]. Pour la conception de cet observateur, les forces électromotrices (FEM) sont utilisées et définies :

$$\begin{aligned} e_\alpha &= -\psi_f \omega \sin\theta_e \\ e_\beta &= \psi_f \omega \cos\theta_e. \end{aligned} \quad (5)$$

A partir des travaux cités ci-dessus qui supposent que la vitesse varie lentement, c'est-à-dire $\dot{\omega} \approx 0$, les FEM peuvent s'écrire comme suit :

$$\begin{aligned} \frac{de_\alpha}{dt} &= -\omega e_\beta \\ \frac{de_\beta}{dt} &= \omega e_\alpha. \end{aligned} \quad (6)$$

Pour estimer à la fois la vitesse et la position du rotor, l'observateur est basé tout d'abord sur l'estimation des courants statoriques à partir des mesures des courants statoriques et des tensions statoriques. A l'aide des écarts sur l'estimation des courants, les FEM sont reconstruites. Donc, un observateur à modes glissants peut être conçu à partir des équations électriques de (4) et de (6) :

$$\begin{aligned} \dot{\hat{i}}_\alpha &= \frac{-R_s}{L_s} \hat{i}_\alpha - \frac{\hat{e}_\alpha}{L_s} + \frac{1}{L_s} u_\alpha + K_1 \text{sgn}(\hat{i}_\alpha) \\ \dot{\hat{i}}_\beta &= \frac{-R_s}{L_s} \hat{i}_\beta - \frac{\hat{e}_\beta}{L_s} + \frac{1}{L_s} u_\beta + K_1 \text{sgn}(\hat{i}_\beta) \\ \dot{\hat{e}}_\alpha &= -\hat{e}_\beta \hat{\omega} + K_2 \text{sgn}(\hat{i}_\alpha) \\ \dot{\hat{e}}_\beta &= \hat{e}_\alpha \hat{\omega} + K_2 \text{sgn}(\hat{i}_\beta) \end{aligned} \quad (7)$$

où le symbole $\hat{\cdot}$ présente les variables estimées, $\bar{i}_\alpha, \bar{i}_\beta$ sont les erreurs sur les courants i_α et i_β respectivement, K_1 et K_2 sont les gains de l'observateur. La vitesse estimée $\hat{\Omega}$ peut être calculée de (5) comme suit :

$$\hat{\omega} = \frac{1}{\psi_f} \sqrt{\hat{e}_\alpha^2 + \hat{e}_\beta^2} \quad \hat{\Omega} = \frac{1}{p} \hat{\omega}. \quad (8)$$

La position électrique $\hat{\theta}_e$ peut être estimée :

- soit par l'intégration de la vitesse $\hat{\theta}_e = \int \hat{\omega} dt + \theta_o$ avec θ_o condition initiale,
- soit par des FEM $\hat{\theta}_e = \arctan \frac{-\hat{e}_\alpha}{\hat{e}_\beta}$.

Ici, c'est la première méthode qui est appliquée pour le calcul en supposant que la condition initiale θ_o est connue. Il n'y a pas d'hypothèses sur les conditions initiales des courants et de la vitesse. Ensuite, la position angulaire mécanique est obtenue de $\hat{\theta} = \frac{1}{p} \hat{\theta}_e$.

Les équations des dynamiques des erreurs sont :

$$\begin{aligned} \dot{\bar{i}}_\alpha &= \frac{-R_s}{L_s} \bar{i}_\alpha - \frac{\bar{e}_\alpha}{L_s} - K_1 \text{sgn}(\bar{i}_\alpha) \\ \dot{\bar{i}}_\beta &= \frac{-R_s}{L_s} \bar{i}_\beta - \frac{\bar{e}_\beta}{L_s} - K_1 \text{sgn}(\bar{i}_\beta) \end{aligned} \quad (9)$$

avec

$$\bar{i}_\alpha = i_\alpha - \hat{i}_\alpha, \quad \bar{i}_\beta = i_\beta - \hat{i}_\beta.$$

L'analyse de la convergence est effectuée selon la méthode étape par étape [2] à l'aide de fonctions candidates de Lyapunov.

- Première étape :

$$V = \frac{1}{2} (\bar{i}_\alpha^2 + \bar{i}_\beta^2). \quad (10)$$

Sa dérivée est :

$$\dot{V} = \bar{i}_\alpha \dot{\bar{i}}_\alpha + \bar{i}_\beta \dot{\bar{i}}_\beta, \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \frac{-R_s}{L_s} \bar{i}_\alpha^2 - \frac{\bar{e}_\alpha \bar{i}_\alpha}{L_s} - \bar{i}_\alpha K_1 \text{sgn}(\bar{i}_\alpha) \\ &\quad - \frac{R_s}{L_s} \bar{i}_\beta^2 - \frac{\bar{e}_\beta \bar{i}_\beta}{L_s} - \bar{i}_\beta K_1 \text{sgn}(\bar{i}_\beta). \end{aligned} \quad (12)$$

Pour garantir la convergence, il faut $\dot{V} < 0$. Comme

$$\begin{aligned} \frac{-R_s}{L_s} \bar{i}_\alpha^2 &< 0 \\ \frac{-R_s}{L_s} \bar{i}_\beta^2 &< 0, \end{aligned}$$

il suffit de satisfaire l'inéquation suivante :

$$-\frac{\bar{e}_\alpha \bar{i}_\alpha}{L_s} - K_1 |\bar{i}_\alpha| - \frac{\bar{e}_\beta \bar{i}_\beta}{L_s} - K_1 |\bar{i}_\beta| < 0, \quad (13)$$

en prenant $K_1 > \max\left(\left|\frac{\bar{e}_\alpha}{L_s}\right|, \left|\frac{\bar{e}_\beta}{L_s}\right|\right)$.

Après un temps fini t_0 , la convergence de l'observateur de courant sera atteinte vers les surfaces de glissement. A ce stade $\dot{\bar{i}}_\alpha = 0$ et $\dot{\bar{i}}_\beta = 0$, alors à partir de (9) il est possible d'appliquer la commande équivalente lors du glissement sur ces surfaces.

- Deuxième étape :

$$\begin{aligned} \bar{e}_\alpha &= -L_s K_1 \text{sgn}_{eq}(\bar{i}_\alpha) \\ \bar{e}_\beta &= -L_s K_1 \text{sgn}_{eq}(\bar{i}_\beta), \end{aligned} \quad (14)$$

et les dynamiques des erreurs des forces électromotrices sont :

$$\begin{aligned} \dot{\bar{e}}_\alpha &= -\omega e_\beta + \hat{e}_\beta \hat{\omega} - K_2 \text{sgn}_{eq}(\bar{i}_\alpha) \\ \dot{\bar{e}}_\beta &= \omega e_\alpha - \hat{e}_\alpha \hat{\omega} - K_2 \text{sgn}_{eq}(\bar{i}_\beta). \end{aligned} \quad (15)$$

Ces équations peuvent être réécrites à partir de (14) comme :

$$\begin{aligned} \dot{\bar{e}}_\alpha &= -\bar{\omega} e_\beta + \omega \bar{e}_\beta + \frac{\bar{e}_\alpha}{K_1 L_s} K_2 \\ \dot{\bar{e}}_\beta &= \bar{\omega} e_\alpha - \omega \bar{e}_\alpha + \frac{\bar{e}_\beta}{K_1 L_s} K_2. \end{aligned} \quad (16)$$

En prenant une nouvelle fonction candidate de Lyapunov, on obtient

$$\dot{V}' = \bar{e}_\alpha \dot{\bar{e}}_\alpha + \bar{e}_\beta \dot{\bar{e}}_\beta \quad (17)$$

alors

$$\begin{aligned} \dot{V}' &= -\bar{\omega} \bar{e}_\alpha e_\beta + \omega \bar{e}_\alpha \bar{e}_\beta + \frac{\bar{e}_\alpha^2}{K_1 L_s} K_2 \\ &\quad + \bar{\omega} \bar{e}_\beta e_\alpha - \omega \bar{e}_\beta \bar{e}_\alpha + \frac{\bar{e}_\beta^2}{K_1 L_s} K_2. \end{aligned} \quad (18)$$

Il suffit de satisfaire l'inéquation :

$$-\bar{\omega} \bar{e}_\alpha e_\beta + \bar{\omega} \bar{e}_\beta e_\alpha + \frac{\bar{e}_\alpha^2}{K_1 L_s} K_2 + \frac{\bar{e}_\beta^2}{K_1 L_s} K_2 < 0, \quad (19)$$

en choisissant $K_2 > \max(|\bar{\omega} \bar{e}_\alpha e_\beta|, |\bar{\omega} \bar{e}_\beta e_\alpha|)$. Il est à remarquer que les termes $(\bar{\omega} \bar{e}_\alpha)$ et $(\bar{\omega} \bar{e}_\beta)$ sont des termes de deuxième ordre.

IV. DEUXIÈME OBSERVATEUR

Cet observateur est basé sur le modèle complet de la MSAPPL dans un repère fixe (4). Dans ce cas, il est tenu compte du fait que la vitesse varie, c'est-à-dire $\dot{\omega} \neq 0$. Un observateur complet à modes glissants peut alors être conçu comme :

$$\begin{aligned}\dot{\hat{i}}_\alpha &= -\frac{R_s}{L_s}\hat{i}_\alpha + \frac{p\psi_f}{L_s}\hat{\Omega}\sin\hat{\theta}_e + \frac{1}{L_s}v_\alpha + K_1\text{sgn}(\bar{i}_\alpha) \\ \dot{\hat{i}}_\beta &= -\frac{R_s}{L_s}\hat{i}_\beta - \frac{p\psi_f}{L_s}\hat{\Omega}\cos\hat{\theta}_e + \frac{1}{L_s}v_\beta + K_1\text{sgn}(\bar{i}_\beta) \\ \dot{\hat{\Omega}} &= \frac{p\psi_f}{J}(\hat{i}_\beta\cos\hat{\theta}_e - \hat{i}_\alpha\sin\hat{\theta}_e) - \frac{f_v}{J}\hat{\Omega} \\ &\quad + K_2\text{sgn}(\bar{i}_\alpha) + K_2\text{sgn}(\bar{i}_\beta) \\ \dot{\hat{\theta}} &= \hat{\Omega}\end{aligned}\quad (20)$$

$$\text{où } \bar{i}_\alpha = i_\alpha - \hat{i}_\alpha, \quad \bar{i}_\beta = i_\beta - \hat{i}_\beta,$$

K_1 et K_2 sont les gains de l'observateur.

Les équations des dynamiques des erreurs sont :

$$\begin{aligned}\dot{\bar{i}}_\alpha &= \frac{-R_s}{L_s}\bar{i}_\alpha + \frac{p\psi_f}{L_s}(\Omega\sin\theta_e - \hat{\Omega}\sin\hat{\theta}_e) \\ &\quad - K_1\text{sgn}(\bar{i}_\alpha) \\ \dot{\bar{i}}_\beta &= \frac{-R_s}{L_s}\bar{i}_\beta + \frac{p\psi_f}{L_s}(-\Omega\cos\theta_e + \hat{\Omega}\cos\hat{\theta}_e) \\ &\quad - K_1\text{sgn}(\bar{i}_\beta) \\ \dot{\bar{\Omega}} &= \frac{p\psi_f}{J}[(i_\beta\cos\theta_e - i_\alpha\sin\theta_e) - (\hat{i}_\beta\cos\hat{\theta}_e \\ &\quad - \hat{i}_\alpha\sin\hat{\theta}_e)] - \frac{f_v}{J}\bar{\Omega} - K_2\text{sgn}(\bar{i}_\alpha) - K_2\text{sgn}(\bar{i}_\beta) \\ \dot{\bar{\theta}} &= \bar{\Omega} - \hat{\Omega}\end{aligned}\quad (21)$$

$$\text{où } \bar{\Omega} = \Omega - \hat{\Omega}, \quad \bar{\theta} = \theta - \hat{\theta}.$$

Pour prouver la convergence de cet observateur, on considère la fonction candidate de Lyapunov :

$$V = \frac{1}{2}(\bar{i}_\alpha^2 + \bar{i}_\beta^2 + \bar{\Omega}^2 + \bar{\theta}^2) \quad (22)$$

Sa dérivée est :

$$\dot{V} = \bar{i}_\alpha\dot{\bar{i}}_\alpha + \bar{i}_\beta\dot{\bar{i}}_\beta + \bar{\Omega}\dot{\bar{\Omega}} + \bar{\theta}\dot{\bar{\theta}} \quad (23)$$

$$\begin{aligned}\dot{V} &= \bar{i}_\alpha \left[-a_1\bar{i}_\alpha + a_2(\Omega\sin\theta_e - \hat{\Omega}\sin\hat{\theta}_e) - K_1 \right. \\ &\quad \left. \text{sgn}(\bar{i}_\alpha) \right] + \bar{i}_\beta \left[-a_1\bar{i}_\beta + a_2(\Omega\cos\theta_e - \hat{\Omega}\cos\hat{\theta}_e) \right. \\ &\quad \left. - K_1\text{sgn}(\bar{i}_\beta) \right] + \bar{\Omega} \left[a_3[(i_\beta\cos\theta_e - i_\alpha\sin\theta_e) \right. \\ &\quad \left. - (\hat{i}_\beta\cos\hat{\theta}_e - \hat{i}_\alpha\sin\hat{\theta}_e)] - a_4\bar{\Omega} - K_2\text{sgn}(\bar{i}_\alpha) \right. \\ &\quad \left. - K_2\text{sgn}(\bar{i}_\beta) \right] + \bar{\theta} \left[\bar{\Omega} - \hat{\Omega} \right].\end{aligned}\quad (24)$$

où

$$a_1 = \frac{R_s}{L_s}, \quad a_2 = \frac{p\psi_f}{L_s}, \quad a_3 = \frac{p\psi_f}{J}, \quad a_4 = \frac{f_v}{J}.$$

Cette équation peut se réécrire :

$$\begin{aligned}\dot{V} &= -a_1\bar{i}_\alpha^2 + a_2\bar{i}_\alpha(\Omega\sin\theta_e - \hat{\Omega}\sin\hat{\theta}_e) - K_1|\bar{i}_\alpha| \\ &\quad - a_1\bar{i}_\beta^2 + a_2\bar{i}_\beta(\Omega\cos\theta_e - \hat{\Omega}\cos\hat{\theta}_e) - K_1|\bar{i}_\beta| \\ &\quad - a_4\bar{\Omega}^2 + a_3\bar{\Omega} \left[(i_\beta\cos\theta_e - i_\alpha\sin\theta_e) - (\hat{i}_\beta\cos\hat{\theta}_e \right. \\ &\quad \left. - \hat{i}_\alpha\sin\hat{\theta}_e) \right] - \bar{\Omega}K_2\text{sgn}(\bar{i}_\alpha) - \bar{\Omega}K_2\text{sgn}(\bar{i}_\beta) \\ &\quad + \bar{\theta}_e\bar{\Omega}.\end{aligned}\quad (25)$$

En supposant que l'observateur et le moteur aient des conditions initiales réalistes, c'est à dire dans le domaine de fonctionnement physiquement prévu par le constructeur du moteur, il est possible de borner (à $t = 0$) les termes constituant (25), soit :

$$\begin{aligned}\left| \Omega\sin\theta_e - \hat{\Omega}\sin\hat{\theta}_e \right| &< 2\Omega_{max} \\ \left| \bar{i}_\alpha(\Omega\sin\theta_e - \hat{\Omega}\sin\hat{\theta}_e) \right| &< 4i_{max}\Omega_{max}\end{aligned}\quad (26)$$

où $|\bar{i}_\alpha| = |\bar{i}_\beta| < 2i_{max}$ et de la même façon

$$\begin{aligned}\left| \bar{i}_\beta(\Omega\cos\theta_e - \hat{\Omega}\cos\hat{\theta}_e) \right| &< 4i_{max}\Omega_{max} \\ \left| \bar{\Omega}(\text{sgn}(\bar{i}_\alpha) + \text{sgn}(\bar{i}_\beta)) \right| &< 8\Omega_{max} \\ \left| \bar{\Omega} \left[(i_\beta\cos\theta_e - i_\alpha\sin\theta_e) - (\hat{i}_\beta\cos\hat{\theta}_e - \hat{i}_\alpha\sin\hat{\theta}_e) \right] \right| &< 16i_{max}\Omega_{max} \\ \left| \bar{\theta}_e\bar{\Omega} \right| &< 4\theta_{max}\Omega_{max}\end{aligned}\quad (27)$$

Ces conditions étant satisfaites au temps $t = 0$, il est possible de déterminer alors les gains de l'observateur qui permettront d'imposer la convergence de l'observateur pour $t > 0$. Pour cela, étant donné que :

$$\begin{aligned}-a_1\bar{i}_\alpha^2 &< 0 \\ -a_1\bar{i}_\beta^2 &< 0 \\ -a_4\bar{\Omega}^2 &< 0,\end{aligned}$$

il suffit de prendre K_1 et K_2 comme suit :

$$K_1 > |4a_2\Omega_{max}| \quad (28)$$

$$K_2 > \left| 2a_3i_{max} + \frac{\theta_{max}}{2} \right|. \quad (29)$$

Du point de vue mise en oeuvre pratique, comme pour le premier observateur les commutations des fonctions "signes" génèrent un bruit de commutation sur les variables reconstruites en particulier sur les courants mesurés en sortie d'onduleur qui est piloté en Modulation de Largeur d'Impulsion (MLI) dans la partie expérimentale. Cet inconvénient peut être limité à l'aide de filtres dont la fréquence de coupure est réglé de façon à ne pas influencer les dynamiques électriques et mécaniques observées selon les constantes de temps mécanique et électrique du moteur et de sa charge.

V. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Afin de vérifier et de valider l'efficacité de ces deux observateurs, des tests expérimentaux ont été réalisés sur la plate-forme d'essai située au Laboratoire IRCCyN (Nantes, France, [25]). Les paramètres du moteur avec lesquels les observateurs sont testés, sont données dans la table (I). Ce moteur est couplé à une autre moteur synchrone.

L'objectif de ces essais est de tester les deux observateurs proposés et de comparer leurs performances. Les deux observateurs sont donc implémentés simultanément sur une carte temps réel DSPACE ainsi d'ailleurs qu'une commande de la vitesse par modes glissants d'ordre supérieur. Pour cette commande (et seulement pour elle !), la position et la vitesse du rotor sont calculées grâce à un codeur incrémental. Les seules données fournies aux deux observateurs

sont les mesures des courants statoriques et les tensions statoriques de commande. Pour caler la position initiale du rotor θ_o à la valeur 0 des tensions statoriques de calage sont préalablement envoyées au moteur.

La trajectoire de la vitesse associée au Benchmark est donnée en Figure (1). La Figure (2) montre les résultats en utilisant les paramètres nominaux identifiés sur le banc. Il apparaît clairement que le deuxième observateur donne de meilleurs résultats (c.f. courbe b) de l'erreur de vitesse) par rapport au premier observateur. On peut remarquer que, comme les valeurs réelles des paramètres sont en fait différentes de celle des paramètres identifiés, un premier test de robustesse de ses observateurs est ainsi réalisé.

Toutefois pour valider plus précisément la robustesse des observateurs à modes glissants développés précédemment, des tests spécifiques ont été réalisés. La Figure (3) montre les résultats pour les observateurs conçus volontairement avec une erreur de +50% sur la valeur nominale de la résistance statorique sans que les gains ne soient modifiés par rapport à l'essai "nominal". Un autre essai de variation de -50% sur la résistance est montré en figure (4). De plus les résultats avec des variations de +20% et -20% sur l'inductance statorique sont donnés Figure (5) et Figure (6) respectivement. Tous ces résultats montrent que l'observateur basé sur la FEM est plus sensible aux variations paramétriques. Au contraire, le deuxième observateur d'ordre complet est robuste vis à vis de ces tests. L'erreur de la vitesse estimée de cet observateur est minimale même au moment de l'accélération.

TABLE I
PARAMÈTRES NOMINAUX DE LA MSAP

Courant	9.67A	Couple	9Nm
Vitesse	3000 rpm	ψ_f	0.1814 Wb
R_s	0.295 Ω	L_s	3.425 mH
J	0.00679 kg.m ²	f_v	0.0034 kg.m ²
p	3		

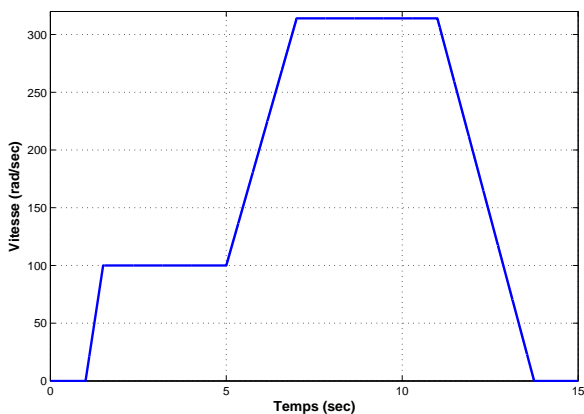


Fig. 1. Benchmark industriel commande sans capteur mécanique

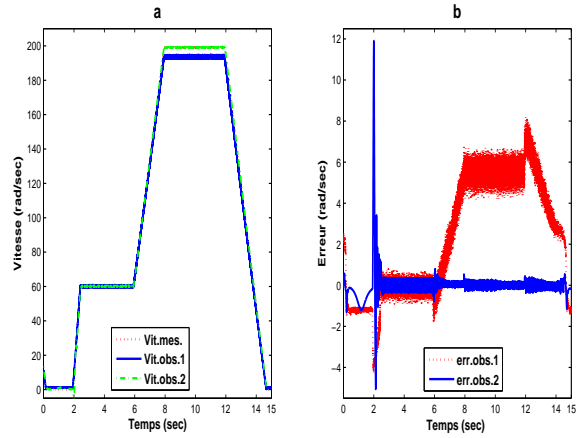


Fig. 2. Cas nominal: a)Vitesse b)Erreur de vitesse

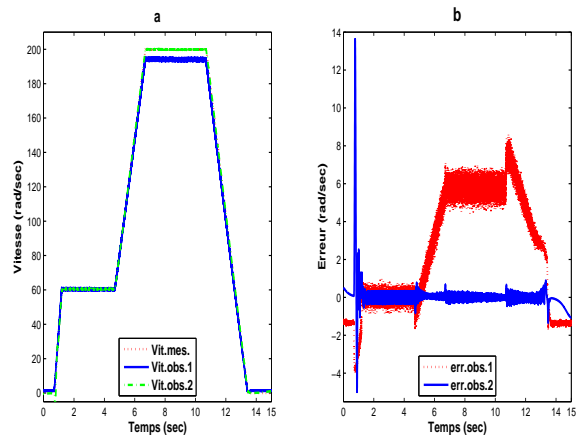


Fig. 3. +50% R_s : a)Vitesse b)Erreur de la vitesse

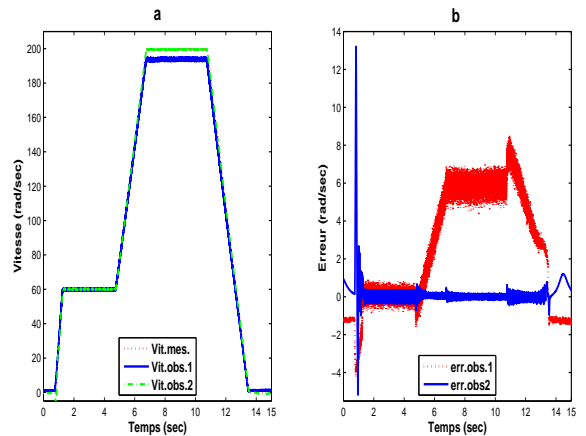


Fig. 4. -50% R_s : a)Vitesse b)Erreur de la vitesse

VI. CONCLUSION

Basé sur la technique des modes glissants, deux observateurs non linéaires ont été présentés pour l'observation de la MSAPPL sans capteur mécanique : le premier utilise une technique courante dans la littérature qui est fondée sur la reconstruction de la FEM, le second est basé sur le modèle complet. Les deux observateurs ont été testés

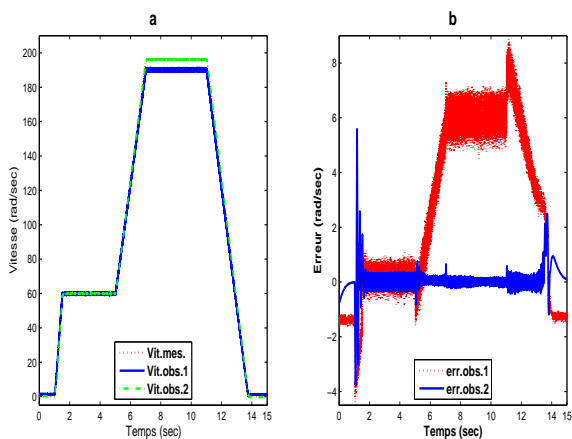


Fig. 5. $+20\%L_s$: a)Vitesse b)Erreur de la vitesse

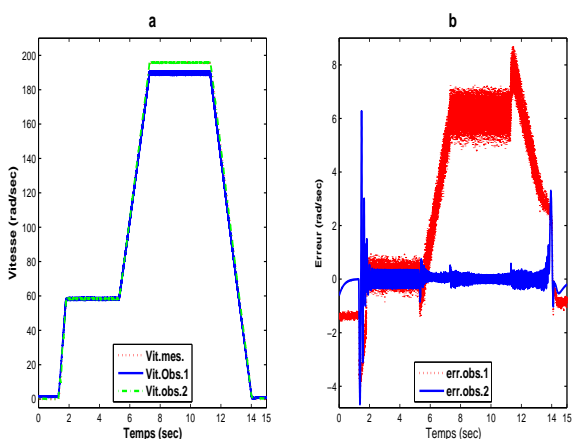


Fig. 6. $-20\%L_s$: a)Vitesse b)Erreur de la vitesse

expérimentalement et comparés dans le cadre de trajectoires significatives et notamment à basse vitesse dans le cas de perte d'observabilité. De plus de nombreux tests de robustesse réalistes ont permis de conclure sur la qualité certaine d'un de ces deux observateurs. Les perspectives de ce travail sont d'associer cet observateur à une commande par modes glissants d'ordre supérieur [19] de façon à obtenir une commande sans capteur robuste et insensible à la singularité d'observabilité de la MSAPPL.

RÉFÉRENCES

- [1] Gildas Besançon, "Nonlinear Observer and Applications", Springer-Verlag Berlin and Heidelberg GmbH and Co., 2007.
- [2] T. Boukhobza et J-P. Barbot, " Step by step sliding mode observer for implicit triangular observer form", in Proceeding of l'IFAC NOLCOS 98, Enschede, the Netherland, pp 233-238, 1998.
- [3] M. Boussak, "Implementation and Experimental Investigation of Sensorless Speed Control With Initial Rotor Position Estimation for Interior Permanent Magnet Synchronous Motor Drive", IEEE Transactions on power electronics, Vol.20, no.6, pp.1413-1421, NOVEMBER, 2005.
- [4] P. Brandstetter, T. Krecek, and P. Korbel, "Non-model based sensorless vector control of permanent magnet synchronous motor", IEEE International Symposium on Industrial Electronics, ISIE 2008, pp.618 - 623, June 30 2008-July 2 2008, Cambridge.
- [5] G. L. Cascella, N. Salvatore and L. Salvatore, "Adaptive Sliding-Mode Observer for Field Oriented Sensorless Control of

- SPMSM", IEEE International Symposium on Industrial Electronics, ISIE '03, Vol. 2, pp. 1137-1143, 9-11 June, 2003,
- [6] J. Chiasson, "Modeling and High-Performance Control of Electric Machines", WILEY-INTERSCIENCE A JOHN WILEY & SONS, INC., PUBLICATION 2005.
- [7] Z. Chen, M. Tomita, S. Doki, and S. Okuma, "an extended electromotive force model for sensorless control of interior permanent-magnet synchronous motor", IEEE Transactions on Industrial electronics, VOL. 50, NO. 2, APRIL 2003.
- [8] R. Dhaouadi, N. Mohan and L. Norum, "Implementation and Experimental Investigation of Sensorless Speed Control With Initial Rotor Position Estimation for Interior Permanent Magnet Synchronous Motor Drive", IEEE Transactions on power electronics, Vol.6, no.3, pp.491-497, JULY, 1991.
- [9] T. Furuhashi, S. Sangwongwanich, and S. Okuma, "A Position-and-Velocity Sensorless Control for Brushless DC Motors Using an Adaptive Sliding Mode Observer", IEEE Transactions on Industrial electronics, Vol.39, no.2, pp.89-95, APRIL, 1992.
- [10] Young Sam Kim, Sang Kyoong Kim and Young Ahn Kwon, "MRAS Based Sensorless Control of Permanent Magnet Synchronous Motor", SICE Annual Conference, pp. 1632-1637, Fukui, Fukui University, Japan, 4-6 August, 2003.
- [11] Hyunbae Kim and Robert D. Lorenz, "Carrier Signal Injection based Sensorless Control Methods for IPM Synchronous Machine Drives", Industry Applications Conference, 39th IAS Annual Meeting, Vol.2, pp.977-984, 3-7 October, 2004.
- [12] Changsheng LI, and Malik Elbuluk, "A sliding mode observer for sensorless control of permanent magnet synchronous motors", Industry Applications Conference, 2001. Thirty-Sixth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2001.
- [13] N. Matsui and M. Shigyo, "Brushless dc motor control without position and speed sensors", IEEE Transactions Industrial Applications, Vol. 28, no. 1, pp. 120-127, Jan./Feb. 1992.
- [14] Babak Nahid-Mobarakeh. "Commande vectorielle sans capteur mécanique des machines synchrones à aimants : Methodes, convergence, robustesse, Identification en ligne des paramètres", thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine, Université de Nancy, Décembre 2001.
- [15] S. Morimoto, K. Kawamoto, M. Sanada, and Y. Takeda, "Sensorless Control Strategy for Salient-pole PMSM Based on Extended EMF in Rotating Reference Frame", IEEE Transactions Industrial Applications, VOL. 38, NO. 4, JULY/AUGUST 2002.
- [16] K. Paponpen and M. Konghirun, "An Improved Sliding Mode Observer for Speed Sensorless Vector Control Drive of PMSM", 5th International Power Electronics and Motion Control Conference, IPEMC 2006, CES/IEEE, Vol. 2, pp.1-5, 14-16 August, 2006.
- [17] Robert Hermann, and Arthur J.Krener, "Nonlinear Controllability and Observability", IEEE Transactions on automatic control, Vol. ac-22, No. 5, October 1977.
- [18] Sheng Zhao and Xiafu Peng, "A modified direct torque control using space vector modulation (DTC-SVM) for surface permanent magnet synchronous machine (PMSM) with modified 4-order sliding mode observer", Proceedings of the 2007 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation, Harbin, China, August 5-8, 2007.
- [19] D. Traore, A. Glumineau, F. Plestan et R. Boisliveau, "Commande robuste par modes glissants d'ordre supérieur d'un moteur synchrone : résultats expérimentaux", CIFA 2008, Bucarest, Roumanie, 3-5 Septembre, 2008.
- [20] Zhang Yan, and Vadim Utkin, "Sliding Mode Observers for Electric Machines-An Overview", IECON 02 [IEEE 2002 28th Annual Conference of the Industrial Electronics Society], Vol.3, pp.1842 - 1847, 5-8 Nov. 2002.
- [21] Pavel Vaclavek and Petr Blaha, "Synchronous Machine Drive Observability Analysis for Sensorless Control Design", 16th IEEE International Conference on Control Applications, Singapore, pp.1113-1117, 1-3 October, 2007.
- [22] Peter Vas, "Sensorless vector control and direct torque control", Oxford university press, PUBLICATION 1998.
- [23] Z.Xu, and M.F. Rahman, "An Improved Stator Flux Estimation for a Variable Structure Direct Torque Controlled IPM synchronous Motor Drive Using a Sliding Observer", Industry Applications Conference, 2005. Fourtieth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2005.
- [24] www2.irccyn.ec-nantes.fr/CE2/
- [25] www.irccyn.ec-nantes.fr/hebergement/BancEssai/