

# COMMANDE DE LA MACHINE SYNCHROME A AIMANTS PERMANENTS SANS CAPTEURS DE VITESSE ET DE POSITION Robustesse aux Dérivés Paramétriques

**W. LAALA, A.R DEBILOU, S. GUEDIDI**

Departement d'Electrotechnique, Université de Biskra, Algérie.  
E-mail : GUEDIDI SALIM @ djazair-connect.com

## RÉSUMÉ

L'algorithme d'estimation pour la commande d'une machine synchrone à aimants permanents (MSAP) sans capteurs de position et de vitesse présenté dans [1], a permis, d'une manière remarquable, la détection de la vitesse et de la position grâce à la technique de l'état d'équilibre électrique. Néanmoins et quoique indépendant de plusieurs paramètres, celui de la résistance subsiste, dont l'effet reste lié à  $\Delta\mathcal{G}$  ainsi que l'effet de la constante de la f.e.m  $K_e$  dont dépend la vitesse.

Comme solutions aux problèmes évoqués, on propose des algorithmes de compensations contre les paramètres qui affectent l'estimateur de vitesse et de position. Ainsi, la problématique, présentée dans le présent article, permettra de situer le contexte d'étude en vue d'apporter d'éventuelles améliorations

**Mots clés :** Machine synchrone à aimants permanents, commande sans capteurs.

## 1 INTRODUCTION

L'article présente dans un premier temps la modélisation de la machine synchrone à aimants dans le référentiel d'estimation. Ensuite pour la recherche de la dépendance des paramètres dans l'algorithme proposé, une simple étude quantitative sur la variation de la résistance statorique est faite. Un algorithme d'ajustement de la constante de la fem ( $K_e$ ) est ajouté afin de rendre la vitesse indépendante aux variations de la constante de la fem ( $K_e$ )

## 2 MODELISATION DE LA MSAP

Le modèle de la machine dans le référentiel d'estimation est donné par l'expression suivante [1]:

$$\begin{bmatrix} v_d^e \\ v_q^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d^e \\ i_q^e \end{bmatrix} + \frac{d\mathcal{G}}{dt} \begin{bmatrix} L_s & 0 \\ 0 & L_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d^e \\ i_q^e \end{bmatrix} + K_e \omega \begin{bmatrix} -\sin\Delta\mathcal{G} \\ \cos\Delta\mathcal{G} \end{bmatrix} \quad (1)$$

où :

$v_d^e, v_q^e, i_d^e, i_q^e$  : tensions et courants statoriques respectivement suivant les axes ( $d^e, q^e$ )

$\Delta\mathcal{G} = \mathcal{G} - \mathcal{G}_e$  : L'écart angulaire entre la position réelle et estimée

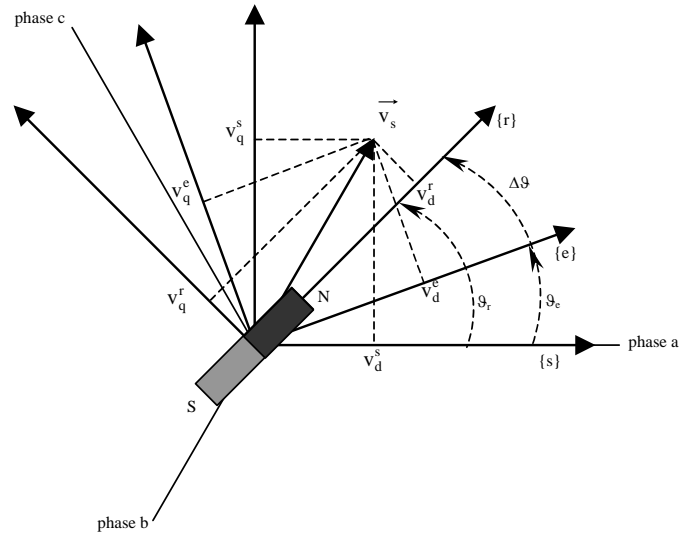


Figure 1 : Diagramme vectoriel de la machine synchrone à aimants permanents.

## 3 ALGORITHME D'ESTIMATION

Après l'établissement de l'état d'équilibre électrique le modèle de la machine se réduit à [1] :

$$\begin{bmatrix} v_d^e \\ v_q^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d^e \\ i_q^e \end{bmatrix} + K_e \omega_r \begin{bmatrix} -\sin \Delta \mathcal{G} \\ \cos \Delta \mathcal{G} \end{bmatrix} \quad (2)$$

Les expressions de la vitesse et de l'angle estimés sont :

$$\hat{\omega}_r = \frac{1}{k_e} \sqrt{(E_d^e)^2 + (E_q^e)^2} \cdot \text{sign}(E_q^e) \quad (3)$$

$$\Delta \mathcal{G} \cong \frac{-(v_d^e - R_s \cdot i_d^e)}{(v_q^e - R_s \cdot i_q^e)} \quad (4)$$

#### 4 REMEDES ET COMPENSATION

L'insensibilité complète des algorithmes d'estimation par rapport aux variations des paramètres n'est réalisable que si ces derniers sont réajustés, au moyen de blocs «identificateurs», à un modèle dit de référence par des techniques adaptatives. Cependant, la lourdeur des algorithmes et la non linéarité des boucles d'adaptation risquent d'être contraignantes pour l'estimation en temps réel [2-5]. A la limite, cela pourrait être appliqué pour les systèmes à dynamique lente [5]. Dans ce qui suit, nous allons exposer deux algorithmes, l'un pour le réajustement en temps réel de la constante de la f.e.m  $K_e$ , l'autre pour la compensation de l'erreur de l'angle.

##### 4.1 Algorithme d'ajustement de $K_e$

Pour la détermination de la valeur exacte de la vitesse angulaire du rotor, il est indispensable de connaître la valeur correcte de la constante de la f.e.m  $k_e$ . la variation de ce paramètre, étant liée aux conditions thermiques. Grâce à la capacité de correction de l'erreur en la traquant d'un intervalle à l'autre par l'algorithme d'estimation proposé, la valeur moyenne de  $\frac{d\mathcal{G}}{dt}$ , à long terme, a la même valeur que la vitesse actuelle du rotor dans le régime stationnaire. Cette caractéristique avantageuse est utilisée pour construire un compensateur efficace de la constante de la f.e.m à partir des mesures à l'entrée du stator. La figure (2) illustre le schéma d'ajustement de  $k_e$ . La détermination de  $\omega_e$  à partir de  $\frac{\Delta \mathcal{G}}{T_s}$ , peut conduire à des instabilités du système en régime transitoire. Pourtant, en faisant à long terme (période d'ajustement de  $k_e$ ), la moyenne, sur un nombre suffisant  $N$  d'échantillons  $\Delta \mathcal{G}$ , déjà fourni par l'algorithme d'estimation, on aboutit d'autant plus à la valeur moyenne réelle de la vitesse en régime stationnaire. Par suite, le modèle de référence établi est donné par :

$$\overline{\omega_e} = \frac{1}{T_{ke}} \int_0^{T_{ke}} \frac{d\mathcal{G}}{dt} dt = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \frac{\mathcal{G}_e(n+1) - \mathcal{G}_e(n)}{T_s} = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \frac{\Delta \mathcal{G}_n}{T_s} \quad (5)$$

où  $T_{ke}$  est la période d'ajustement de  $k_e$ .

et  $T_s$  est la période d'estimation

De même la valeur moyenne de  $\overline{\hat{\omega}_r}$  (qui contient le paramètre à défaut) pour le modèle ajustable, est obtenue par :

$$\frac{1}{T_{ke}} \int_0^{T_{ke}} \hat{\omega}_r dt = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \hat{\omega}_r(n) \quad (6)$$

Avec:

$$\hat{\omega}_r = \frac{1}{k_e} \sqrt{(E_d^e)^2 + (E_q^e)^2} \cdot \text{sign}(E_q^e) \quad (7)$$

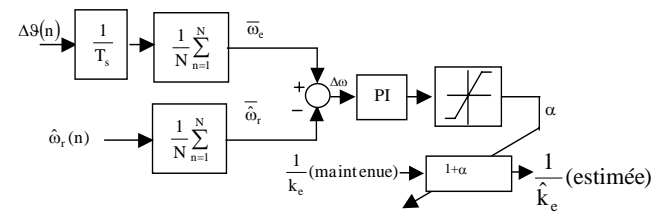


Figure 2 : Algorithme de compensation de la constante  $k_e$  de la f.e.m

Une dérive paramétrique sur  $k_e$ , engendre un écart entre les deux expressions données par le modèle de référence et le modèle ajustable. Le régulateur doit pouvoir annuler, par la détermination d'un gain  $\alpha$ , l'erreur  $\Delta \omega$  produite, et par suite, ajuster la constante  $\hat{k}_e$  (dont dépend la vitesse  $\hat{\omega}_r$ ) à sa valeur réelle. La lenteur de la variation de  $k_e$  est dictée par la lenteur de la dynamique d'évolution de la température. A ce sujet, la période d'ajustement  $T_{ke}$  peut être choisie assez grande devant la période d'estimation  $T_s$  (figure 3) ainsi on a :

$$T_{ke} = N \cdot T_s \quad (8)$$

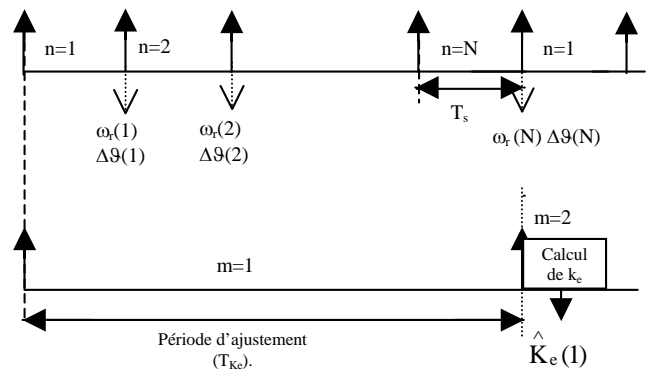


Figure 3 : Diagramme temporel de l'opération d'ajustement de  $K_e$

#### 4.2 Algorithme de compensation de l'angle

Pour la recherche de la dépendance des paramètres dans l'algorithme proposé, une simple étude quantitative sur les variations de la résistance statorique est faite. Dans ce contexte, on suppose qu'une fausse résistance  $(1+\delta)R_s$  est utilisée dans l'algorithme de calcul alors que  $R_s$  est la résistance statorique actuelle. Dans ce cas, le modèle (2) dans le référentiel d'estimation peut être exprimé par :

$$\begin{bmatrix} v_d^e \\ v_q^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (1+\delta)R_s & 0 \\ 0 & (1+\delta)R_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d^e \\ i_q^e \end{bmatrix} + k_e \omega_r \begin{bmatrix} -\sin \Delta \mathcal{G} \\ \cos \Delta \mathcal{G} \end{bmatrix} \quad (9)$$

De même, l'équation (4) de la différence angulaire sera modifiée comme suit :

$$\Delta \mathcal{G} = \frac{-(v_d^e - (1+\delta)R_s i_d^e)}{(v_q^e - (1+\delta)R_s i_q^e)} \quad (10)$$

Puisque le courant  $I_d^e \cong 0$ , l'équation (10) se réduit à :

$$\Delta \mathcal{G} = \frac{v_d^e}{(v_q^e - R_s i_q^e - \delta R_s i_q^e)} \quad (11)$$

Qu'on peut écrire sous la forme :

$$\Delta \mathcal{G} = \frac{v_d^e}{(v_q^e - R_s i_q^e)} G(\delta R_s) \quad (12)$$

où

$$G(\delta R_s) = \frac{1}{1 - \frac{\delta R_s \cdot I_q^e}{(U_q^e - R_s \cdot I_q^e)}} \quad (13)$$

$$= \frac{1}{1 - \frac{\delta R_s \cdot i_q^e}{(\delta R_s \cdot i_q^e + k_e \omega_r \cos(\Delta \mathcal{G}))}} \quad (14)$$

La fonction  $G(\delta R_s)$ , qui dépend de l'erreur de la résistance, n'a pas de dimension et peut être considérée comme un gain pour l'expression (12). Quand la composante de la f.e.m suivant l'axe en quadrature  $k_e \omega_r \cos(\Delta \mathcal{G})$  dans le référentiel d'estimation est suffisamment grande devant la chute de tension causée par le terme de la composante d'erreur  $\delta R_s \cdot i_q^e$  alors le gain  $G(\delta R_s)$  est presque maintenu à l'unité, l'effet de l'incertitude de la résistance sur  $\Delta \mathcal{G}$  est négligé, pour les fortes vitesses (puisque l'amplitude de la tension aux bornes de la machine, est généralement proportionnelle à la f.e.m). Dans la gamme des faibles vitesses où l'amplitude de la f.e.m est très petite, la différence angulaire  $\Delta \mathcal{G}$  calculée par (4) peut être facilement affectée par le bruit du système (mesure des courants et tensions statoriques). Pour étendre la gamme de vitesse, un algorithme de compensation de l'angle est ajouté au système. La figure (4) révèle la structure de l'algorithme proposé. Comme il est montré dans ce schéma, quand la

machine fonctionne dans la gamme des faibles vitesses, un filtre passe-bas d'ordre 1 de constante de temps de 50 ms est introduit, ainsi la valeur filtrée  $\Delta \mathcal{G}$  est utilisée pour estimer la position du rotor au lieu de la valeur originale  $\Delta \mathcal{G}$ . Une bande à hystérésis est additionnée au sélectionneur de  $\Delta \mathcal{G}$ . Pour augmenter la stabilité du système dans le régime transitoire et protéger le processus d'estimation de l'angle contre le plus grand bruit, l'écart angulaire calculé est limité à des valeurs raisonnables en concordance avec la vitesse de la machine. Une relation simple, entre l'angle du rotor et la vitesse dans un intervalle d'estimation, peut être donnée comme suit:

$$\omega_r = \frac{d \mathcal{G}}{dt} \cong \frac{\Delta \mathcal{G}}{T_s} \quad (15)$$

Etant donné l'aberration de la vitesse estimée, la valeur maximale acceptable de la déviation  $\Delta \mathcal{G}$  est définie dans cette étude par :

$$\Delta \mathcal{G}_{\max} = 1.2 \cdot |\hat{\omega}_{rf}| T_s \quad (16)$$

où le facteur 1.2 représente la bande raisonnable pour la déviation angulaire.

Avec l'aide du signal traité  $\Delta \mathcal{G}'$ , la gamme stable des faibles vitesses peut être extrêmement élargie à quelque dizaine de tours

## 5 RESULTATS DE SIMULATION

Les simulations numériques ont été faites pour montrer l'influence de l'incertitude des paramètres de la machine sur les performances du système.

Les figures (5,7,6) présentent les valeurs réelles et estimées de la vitesse et de l'angle pour une augmentation et une diminution de 50 % de la résistance statorique ainsi qu'une augmentation de l'inductance de 200 %.

On remarque que l'angle et la vitesse estimés sont insensibles aux variations paramétriques de la machine ce qui confirme la robustesse de l'algorithme d'estimation.

Les performances de l'algorithme de compensation de la constante de la f.e.m sont représentées à la figure (8). Quand une diminution de la constante de la f.e.m de 67 % de sa valeur réelle est utilisée dans le processus de calcul, une erreur considérable de la vitesse estimée prend place dans le régime stationnaire. Dans ce cas, quand la vitesse de consigne est fixée à 100 rad/s, la vitesse de contre réaction (qui est la vitesse estimée) présente la valeur 100 rad/s. Mais sous ces conditions, à cause de ce faux paramètre la vitesse actuelle de la machine est de 67 rad/s. Quand le processus de compensation démarre à  $t = 1$  s, cette erreur est graduellement éliminée par l'algorithme proposé et la vitesse actuelle suit sa référence après plusieurs ms.

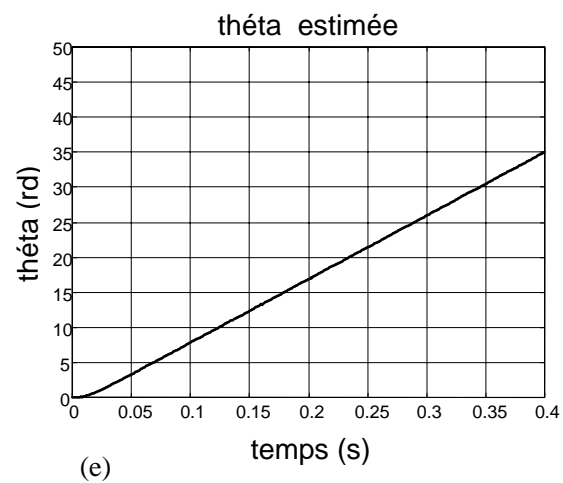
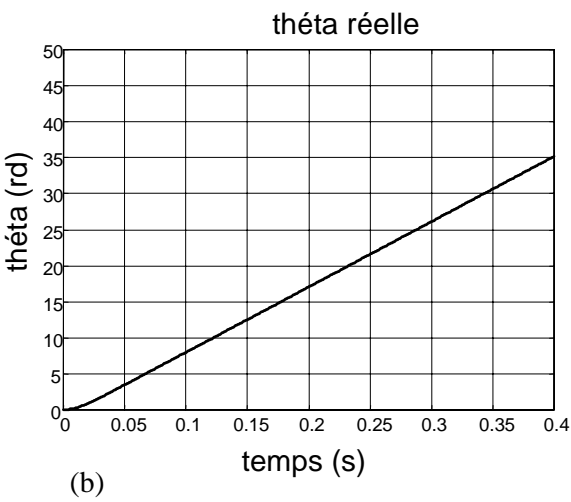
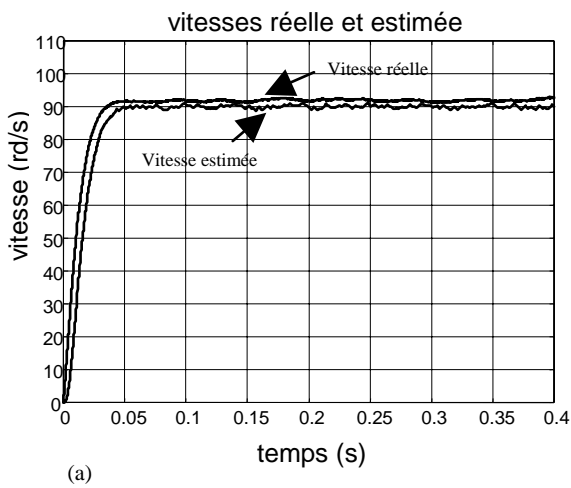


Figure 4 : Résultat de simulation pour une diminution de la résistance statorique de 50%

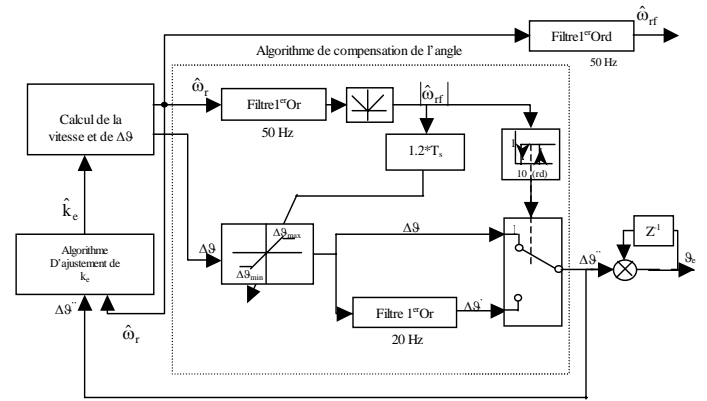


Figure 5 : Ensemble des algorithmes (compensation et ajustement)

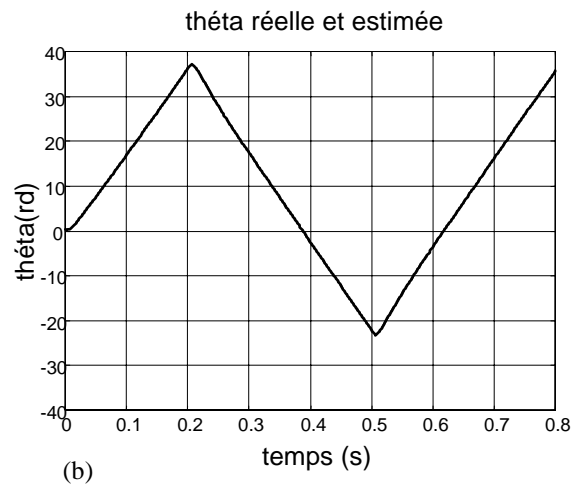
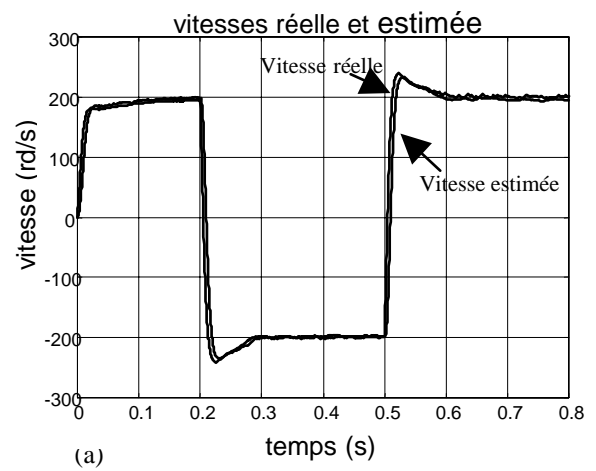


Figure 6 : Résultats de simulation pour une augmentation de l'inductance statorique de 200 %

- a) Vitesses réelle et estimée.
- b) Position angulaire réelle et estimée.

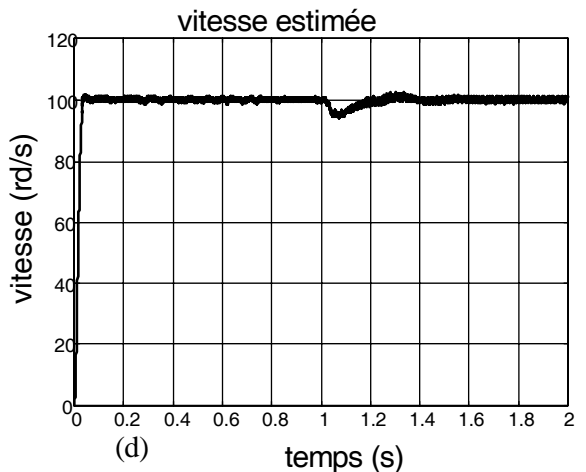
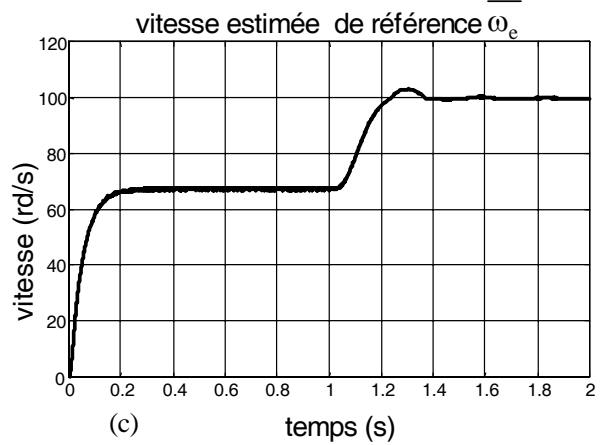
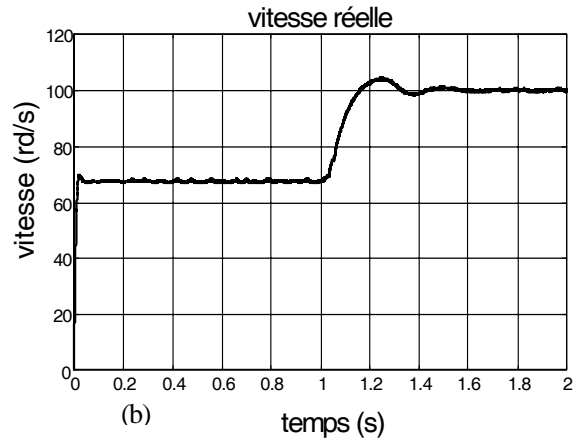
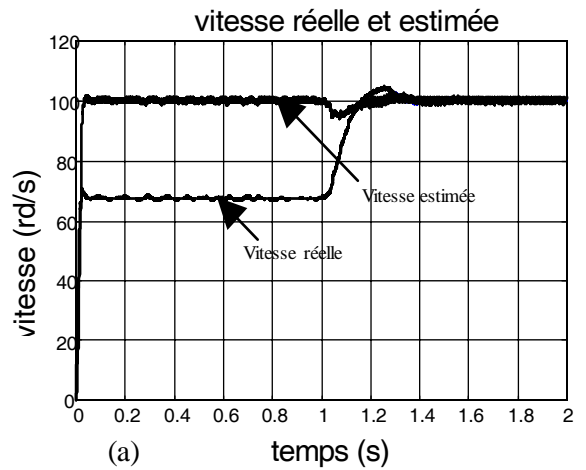
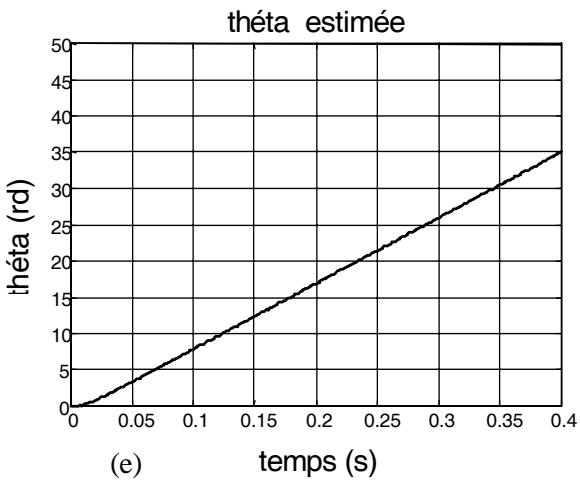
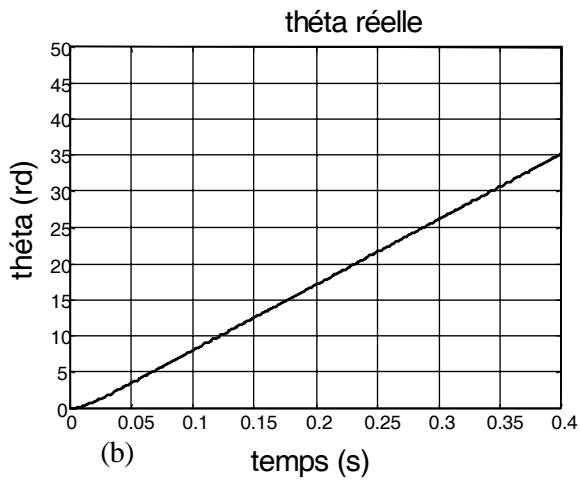
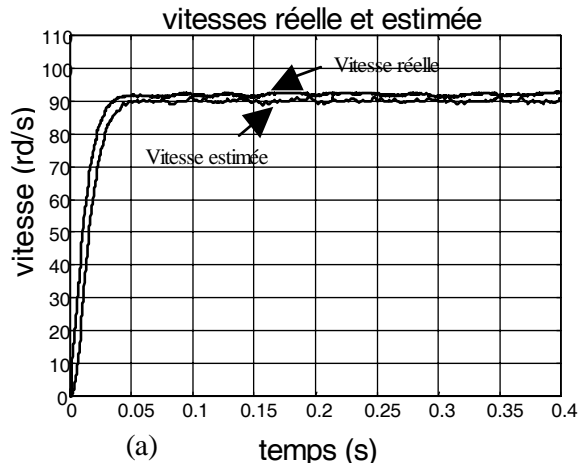


Figure 7 : Résultat de simulation pour une diminution de la résistance statorique de 50%

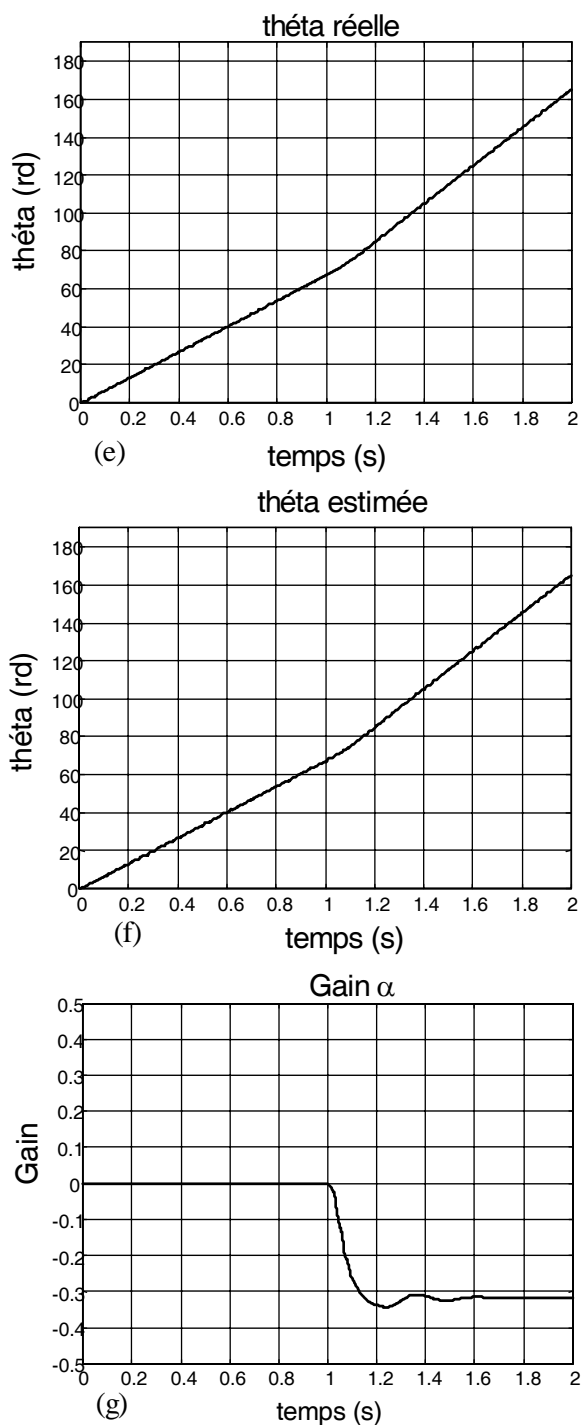


Figure 8 : Résultats de simulation pour une diminution de  $K_c$  de 67 %

- vitesse réelle et estimée
- vitesse réelle
- vitesse estimée de référence
- vitesse estimée
- thétra réelle
- thétra estimée
- Gain  $\alpha$  à la sortie du régulateur

## CONCLUSION

Afin d'augmenter les performances de l'algorithme d'estimation [1] et le rendre plus robuste vis à vis des dérives paramétriques, des algorithmes de compensations ont été associés au système global. La diversité des résultats de simulations prouve d'une manière claire l'efficacité de ces algorithmes dans le réglage de la vitesse par le pouvoir de traquer l'erreur et de la corriger.

## PARAMETRES DE LA MACHINE SYNCHRONE A AIMANTS PERMANENTS

Les paramètres de la machine synchrone à aimants permanents étudiée en simulation sont les suivants [9] :

Puissance nominale :  $P_n = 1.38 \text{ Kw}$ .

Tension nominale :  $V_n = 100 \text{ v}$ .

Résistance de phase :  $R_s = 0.8 \Omega$ .

Inductance cyclique sur l'axe direct :  $L_d = L_s = .0011 \text{ H}$ .

Inductance cyclique sur l'axe transverse :  $L_q = L_s = .0011 \text{ H}$ .

Nombre de paire de pôles :  $P = 2$

Amplitude des flux des aimants permanents :  $K_e = 0.2 \text{ Wb}$

Moment d'inertie :  $J = 0.00011 \text{ Kg.m}^2$

Coefficient de frottement visqueux :  $f = 0.000019 \text{ N.m/rd/s}$

Période d'échantillonnage du courant :  $T_c = 50 \mu\text{s}$

Période d'estimation  $T_s = 10.T_c$   $T_{ke} = 30 T_s$

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] W. Laala, «Commande de la machine synchrone à aimants permanents sans capteurs de vitesse et de position», thèse de magister juin 2000.
- [2] M. S. Naït-Saïd, «Contribution à la commande vectorielle d'une machine asynchrone a cage d'écurueil : Robustesse contre les dérives paramétriques, amélioration des performances énergétiques». Thèse de doctorat Université de batna 1999.
- [3] T.J. Kweon, D.S. Hyun, «High performance speed control of electric machine using low-precision shaft encoder».IEEE trans on power electronics, Vol. 14, n°5, 1999.
- [4] I. Awaya et al., «New motion control with inertia identification fonction using disturbance observer», in Proc. IECON'92, Vol. 1, pp. 77-81.

- [5] **J.S. Kim** and **S.K. Sul**, «New approach for high performance PMSM Drives without rotational position sensors», IEEE Trans. on Power Electronics, vol. 12, n°5, September 1997.
- [6] **N. Matsui** and **M. Shigyo**, «Brushless dc motor control without position and speed sensors», IEEE Trans, Ind, Appl, vol.28, pp. 120-127, Jan 1992.
- [7] **P.E. Moraal** and **J.W. Grizzle**, «Observer design for non linéaire systems with discret time measurments», IEEE trans, Automat, Contr, vol. 40, pp. 395-404, 1995.
- [8] **K.R. Shouse** and **O.G. Taylor**, «Discrete-time observer for singularly perturbed continuous time systems», IEEE trans, Automat. Contr, vol. 40, pp. 224-235, 1995
- [9] **A. Y. Achour**, «Synthèse de commande et d'observateur par la passivité : application à la machine synchrone à aimants permanents», thèse de magister, EMP, Alger 1999.
- [10] **P.P. Acarnley** and **N. Ertugrul**, «Rotor position estimation in PM motors», in Int. Conf. Electrical Machines, Manchester, 1992, pp. 622-626. ,
- [11] **T.H. Lui** and **C.P. Cheng**, «Controller design for a sensorless permanent-magnet synchronous drive systems», Proc. Int. Elect. Eng, vol. 140, n°6, Nov 1993.