

Une broche à palier magnétique actif pour la validation de commandes non linéaires

Jérôme De Miras¹,

Auteurs ayant collaboré aux résultats présentés

Stéphane Bonnet¹, Cédric Join^{2,5}, Michel Fliess^{3,5}, Samer Riachy⁴

¹Laboratoire Heudiasyc (UMR UTC\CNRS 7253), Université de Technologie de Compiègne,
Rue Roger Couffon, CS 60319, 60203 Compiègne - France

²INRIA – Non-A & CRAN (CNRS, UMR 7039), Université de Lorraine, BP 239,
54506 Vandœuvre-lès-Nancy - France

³LIX (CNRS, UMR 7161), École polytechnique, 91128 Palaiseau - France

⁴INRIA – Non-A & ECS-Lab (EA 3649), ENSEA, 95014 Cergy-Pontoise - France

⁵AL.I.E.N., 24-30 rue Lionnois, BP 60120, 54003 Nancy - France

www.alien-sas.com

e-mail : stephane.bonnet, demiras@hds.utc.fr

Cedric.Join@univ-lorraine.fr

Michel.Fliess@polytechnique.edu

samer.riachy@ensea.fr

Resumé

Les paliers magnétiques actifs (PMA) sont des dispositifs de positionnement électromagnétiques présentant la particularité d'avoir un modèle non linéaire, instable en boucle ouverte avec une dynamique très rapide et leur mise en œuvre requière la mise au point de systèmes de commande adaptés. systèmes dédiés à des applications très spécifiques dans l'industrie, les caractéristiques du PMA en font aussi une bonne plateforme expérimentale sur laquelle valider des concepts de lois de commande. Le laboratoire Heudiasyc possède un banc de test constitué d'une broche entièrement suspendue magnétiquement, d'un rack de puissance et d'un PC cible où s'exécute la commande. Quelques résultats obtenus sont montrés.

Mots-clés: *Palier magnétique, commande non linéaire, prototypage rapide, commande en temps discret, commande non linéaire, commande sans modèle.*

1 Introduction

Les systèmes à lévitation magnétique suscitent un intérêt tant académique qu'industriel depuis de nombreuses années et leurs applications sont nombreuses et bien maîtrisées. En particulier on peut sustenter un rotor par des électroaimants dans des équipements rotatifs à vitesse élevée très divers tels que des turbines, des machines outils, des pompes à vide ou des compresseurs, ou encore des dispositifs de stockage d'énergie par volants d'inertie. Cela dans des domaines allant de l'aérospatial au biomédical [4]. Ces supports de rotors, appelés paliers magnétiques, ont de nombreux avantages comparés aux paliers classiques : puisqu'ils sont sans contact, les frottements sont faibles et prévisibles, ils peuvent fonctionner à des vitesses de rotation très élevées et l'élimination du besoin de lubrification autorise leur emploi dans des environnements qui excluent toute contamination ou qui, comme le vide, empêchent une lubrification efficace.

L'extension du théorème d'EARNSHAW aux forces magnétiques montre qu'il est impossible de concevoir des systèmes maintenus en position statique par le simple usage d'aimants ferromagnétiques permanents. Des solutions passives reposant sur des matériaux diamagnétiques, en particulier supraconducteurs, sont étudiées [15] mais restent relativement peu exploitées. C'est pourquoi la plupart des applications emploient des paliers magnétiques actifs (PMA) qui mettent en jeu des électroaimants pour stabiliser le rotor et qui nécessitent des systèmes de contrôle actifs pour fonctionner [18]. Le principe de fonctionnement classique d'un PMA est simple. Généralement, chaque axe de contrôle (Fig. 1.a) est constitué de deux électroaimants et d'un capteur de position qui mesure le déplacement du rotor. Les électroaimants génèrent chacun une force proportionnelle au carré du courant qui les traverse et inversement proportionnelle au carré de la distance d'entrefer séparant l'arbre du stator. En modulant ces forces, il est possible de positionner l'arbre le long de l'axe de contrôle. La combinaison de deux axes perpendiculaires forme un centreur capable de maintenir l'arbre en position selon deux degrés de liberté (Fig. 1.b).

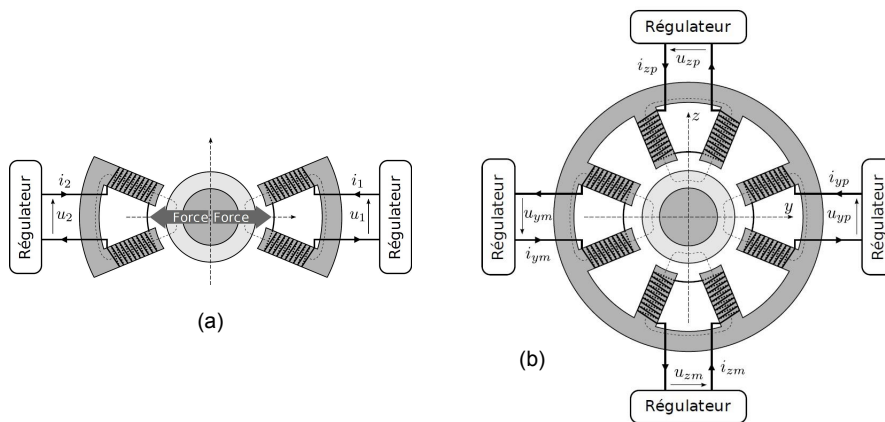


Figure 1: (a) Un axe de PMA, (b) Schéma d'un centreur

La nature des forces mises en jeu introduit des non linéarités importantes dans le modèle d'un axe. De plus, les PMA étant des dispositifs électromagnétiques rapides, ils imposent d'importantes contraintes de temps de calcul lors de l'implémentation de schémas de commande. C'est pourquoi leur pilotage s'est d'abord focalisé sur des techniques de commande linéaires classiques. En effet, on peut effectuer une linéarisation physique du système. En modifiant le point d'équilibre des variables électriques dans la machine, il est possible de linéariser ses équations en un point de fonctionnement où cette linéarisation est valable. Sans trop nuire aux performances de la machine, cela ouvre tout le champ de la commande linéaire, ce qui facilite la mise au point de contrôleurs. Afin de modifier le point de fonctionnement, on injecte dans chacun des deux actionneurs qui constituent un axe un courant de biais, dit courant de prémagnétisation, de valeur I_0 . Dans ce cas, aucun des courants ne peut être nul et le système devient commandable à l'origine [13, 21]. Ceci modifie peu le comportement mécanique du système, mais permet d'utiliser un modèle linéaire des forces s'exerçant sur le rotor. On trouve l'utilisation de contrôleurs de type PID, de commande par placement de pôles [9], ou de techniques plus modernes, telles que la commande H_∞ [8], la μ -synthèse [16], la commande optimale LQ [9], etc.

Toutefois, le fonctionnement linéaire présente un défaut majeur. En théorie, à un instant donné, la force à exercer sur le rotor est soit positive, soit négative, ce qui ne requiert pas l'utilisation simultanée des deux actionneurs. Pourtant, en fonctionnement linéaire, les deux actionneurs sont toujours actifs (fig. 3.13(a)), ce qui entraîne une consommation importante d'énergie : la somme des courants dans un axe est en permanence $2I_0$. Cela provoque des déperditions sous forme de chaleur dans les bobines qu'il faut évacuer avec des systèmes de refroidissement.

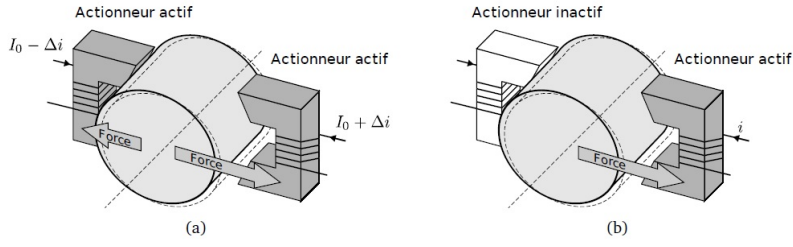


Figure 2: Fonctionnement linéaire (a) et non linéaire (b)

Profitant de la puissance toujours croissante des calculateurs ainsi que des développements théoriques récents, la commande non-linéaire a gagné en popularité. En effet, en permettant la prise en compte d'éléments négligés par la commande linéaire, elle peut apporter un gain important de précision et d'efficacité dans l'action des contrôleurs. Une des approches les plus utilisées est le retour linéarisant associé à des techniques de commande robuste [3], mais d'autres techniques telles que les modes glissants [5, 2], ou la linéarisation entrée-sortie [2], la programmation dynamique discrète [19], la commande floue [20] ou la commande à horizon fini en temps continu [10] ont été employées.

Nous proposons dans cet article quelques rappels sur le modèle d'un PMA, le descriptif du banc d'essai disponible au laboratoire Heudiasyc et la présentation de quelques résultats qui montrent la mise en œuvre de différentes commandes sur la machine.

2 Modèle du centreur

2.1 Modèle très simplifié pour la commande non linéaire

Un façon rapide d'obtenir un modèle simple d'un système à PMA est de considérer que tous les axes sont similaires : les couplages sont ignorés et il est uniquement nécessaire de modéliser un axe simple afin de pouvoir construire un contrôleur pour cet axe : par exemple, considérons l'axe y d'un centreur. La commande d'un axe peut se faire soit en pilotant les courants dans les bobines i_{yp} et i_{ym} , soit en agissant sur les tensions d'excitation appliquées à leurs bornes u_{yp} et u_{ym} . Dans l'état actuelle, la plate-forme expérimentale est configurée pour n'accepter en entrée qu'une commande en courant, ce qui fait d'un axe un système dynamique du second ordre. Néanmoins, il reste possible si besoin de passer sur une configuration avec une entrée de commande en tension.

Le modèle utilisé pour la synthèse de commande peut ne pas être d'une grande précision : les erreurs de modélisation seront alors à traiter comme des perturbations extérieures. Toutefois, si elles sont connues, il est tout de même judicieux d'y incorporer les perturbations constantes telles que la gravité. En ne s'intéressant qu'à l'axe y , l'accélération radiale du rotor peut s'écrire:

$$m\ddot{y} = F_{yp} + F_{ym} + F_p. \quad (1)$$

où F_{yp} et F_{ym} sont les forces magnétiques engendrées par les bobines et F_p une force de perturbation additive constante telle que la gravité. Si on néglige les effets dus à la saturation magnétique et à l'hystérésis, on a:

$$F_{yp} = \frac{\lambda_1 i_{yp}^2}{2(e_0 - y)^2} \text{ et } F_{ym} = -\frac{\lambda_2 i_{ym}^2}{2(e_0 + y)^2}, \quad (2)$$

où e_0 est l'entrefer nominal entre les bobines et le rotor. Les paramètres λ_1 et λ_2 dépendent de la géométrie des électroaimants et de l'arbre. Puisque ici chaque axe est constitué de deux actionneurs symétriques, on les considérera égaux au paramètre unique λ_y . En combinant les équations

(1) et (2), on obtient un modèle non linéarisable pour le point où l'arbre est à l'origine et le courant nul [2]. En introduisant un courant de prémagnétisation I_0 constant dans les bobines, on peut se ramener à un modèle linéaire en créant un flux magnétique constant dans les deux actionneurs ; on élimine le temps de création du flux et une réponse quasiment linéaire est obtenue en faisant varier les courants d'entrée autour de cette valeur pour des petits déplacements de l'arbre. Mais il est plus efficace de faire fonctionner un PMA en mode non linéaire, ou seul un actionneur est actif à tout instant. Dans ce mode de fonctionnement, on peut considérer les courants i_{yp} et i_{ym} mutuellement exclusifs et ils peuvent s'exprimer en fonction d'un courant de commande virtuel unique i_y :

$$i_{ym} = \begin{cases} -i_y & \text{si } i_y < 0 \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad \text{et } i_{yp} = \begin{cases} i_y & \text{si } i_y > 0 \\ 0 & \text{sinon.} \end{cases} \quad (3)$$

L'équation (3) implique qu'à tout instant, soit F_{yp} , soit F_{ym} est nulle. En utilisant l'équation (2) on obtient:

$$F_{yp} + F_{ym} = \frac{\lambda_y \text{sign}(i_y) i_y^2}{2(e_0 - \text{sign}(i_y)y)^2}, \quad (4)$$

ce qui permet d'obtenir le modèle utilisé pour la synthèse de commande en remplaçant dans l'équation (1). Dans ce mode de fonctionnement, on a une discontinuité de modèle lors d'une commutation d'actionneur avec un rotor non centré puisqu'on passe d'une valeur d'entrefer $e_0 - y$ à $e_0 + y$ ou l'inverse. De même, obtenir une variation linéaire de la force autour de zéro engendre de grandes variations de courant et par la même une saturation temporaire de la tension d'alimentation de la bobine. Il est bien sûr possible d'utiliser une linéarisation locale pour limiter ce phénomène (voir [6]). Si on considère l'étage d'alimentation des bobines des électroaimants, il faut ajouter une équation électrique pour chaque bobine à l'équation mécanique (1). Par exemple pour la bobine créant une force positive sur l'axe y on écrirait avec R la résistance et E la tension appliquée aux bornes :

$$\frac{\lambda i_{yp}}{e_0 - y} = -\frac{\lambda i_{yp} \dot{y}}{(e_0 - y)^2} - R i_{yp} + u_{yp} \quad (5)$$

2.2 Modèle d'une broche

Le banc d'essai disponible au laboratoire Heudiasyc est une broche comme celle qu'on pourrait trouver sur une machine outil ou une pompe (Fig. 3.a). La suspension magnétique est constituée d'un arbre rotatif autour de l'axe x , entraîné par un moteur électrique, et de cinq paliers magnétiques (deux centreurs et un palier axial) qui contrôlent la position de l'arbre selon les axes x , $y_{1,2}$ et $z_{1,2}$ (Fig. 3.b).

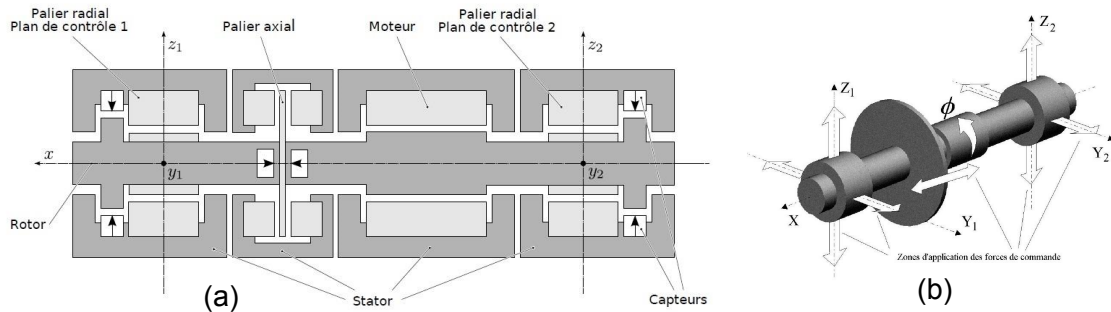


Figure 3: Schéma en coupe d'une broche à PMAs

En utilisant la modélisation par l'approche variationnelle, aussi connue comme le formalisme d'Euler Lagrange, il est tout à fait possible de donner un modèle très complet et couplé du système. L'application \mathcal{L} (le lagrangien) est définie comme la différence entre l'énergie cinétique T du système et son énergie potentielle U , écrites par rapport aux coordonnées généralisées du systèmes, soit :

$$\mathcal{L}(q, \dot{q}) = T(q, \dot{q}) - U(q) \quad (6)$$

Le comportement dynamique d'un système possédant des entrées et de la dissipation vérifie alors :

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial \mathcal{L}}{\partial \dot{q}} \right) - \frac{\partial \mathcal{L}}{\partial q} + \frac{\partial \mathfrak{R}}{\partial \dot{q}} = B E \quad (7)$$

Cette propriété peut aussi bien s'appliquer aux systèmes mécaniques qu'électriques. Dans un problème de modélisation électromécanique, l'énergie cinétique s'exprime comme une fonction quadratique. Celle-ci peut donc être introduite directement dans l'équation (7) pour obtenir une équation fonction de la matrice d'inertie D du système. On obtient :

$$\frac{d}{dt} (D(q) \dot{q}) - \frac{1}{2} \dot{q}^T \otimes \frac{\partial D}{\partial q} \dot{q} + \frac{\partial U}{\partial q} + \frac{\partial \mathfrak{R}}{\partial \dot{q}} = B E; \quad \dot{q}^T \otimes \frac{\partial D}{\partial q} \dot{q} = \begin{pmatrix} \vdots \\ \dot{q}^T \frac{\partial D}{\partial q_i} \dot{q} \\ \vdots \end{pmatrix} \quad (8)$$

Après calcul on obtient une forme condensée des équations du système qui est :

$$D(q) \ddot{q} + C(q, \dot{q}) \dot{q} + \frac{\partial U}{\partial q} + \frac{\partial \mathfrak{R}}{\partial \dot{q}} = B E \quad (9)$$

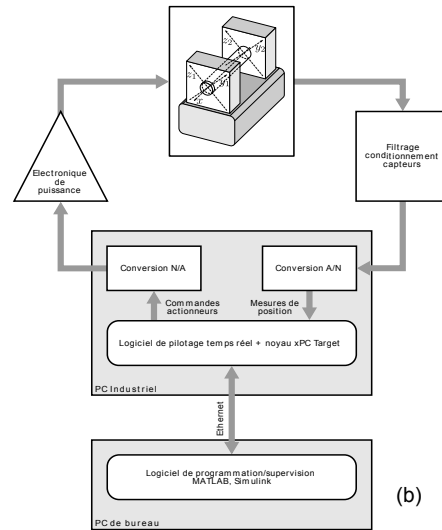
Pour plus de détails, le lecteur est renvoyé à [6] où sont présentés un modèle complet avec prise en compte du balourd (écart entre le centre géométrique et le centre de gravité du rotor) et un modèle simplifié couplé exprimé dans le repère des mesures de position.

3 Dispositif expérimental

Le banc expérimental (Fig. 4) est construit autour d'une broche à PMA de laboratoire fournie par MECOS-TRAXLER AG, modèle miniVS. Il se compose d'une suspension magnétique comprenant un rotor et un stator, d'un PC industriel de type Pentium IV sur lequel fonctionne l'exécutif temps réel xPC Target de The MathWorks, relié à un second PC de bureau sous MATLAB/Simulink par un réseau Ethernet, d'une interface de contrôle de l'électronique de puissance, d'une interface de conditionnement de signaux et d'une alimentation. Les paliers sont commandés en courant au travers d'une carte de conversion numérique/analogique de National Instruments qui pilote l'électronique de puissance. Ils sont munis de transducteurs magnétiques chargés de mesurer la position de l'arbre, ainsi que de capteurs de courant. L'acquisition des mesures capteur sont faites par le PC industriel au travers d'une carte de conversion analogique/ numérique provenant aussi de National Instruments. La précision des transducteurs magnétiques est limitée à $1 \mu\text{m}$ par la chaîne d'acquisition. L'implémentation temps-réel de la loi de commande est simplifiée par l'usage du système de prototypage rapide xPC Target de The Mathworks : le contrôleur est décrit sur le PC de bureau sous la forme d'un modèle Simulink basé aussi bien sur des blocs standards quand c'est possible que des blocs fonctionnels spécifiques, développés en langage Matlab compilable ou en C, pour les parties plus complexes de l'algorithme. Après une étape de génération de code et de compilation, l'application obtenue est chargée sur le PC industriel et exécutée avec un temps de



(a)



(b)

Figure 4: Dispositif expérimental

cycle de quelques dizaines de microsecondes (voir descriptifs des tests présentés). Cette période est choisie par le concepteur de la commande et dépend de la charge imposée au processeur du PC pour le calcul de la commande. La table 1 résume les paramètres du banc expérimental.

Quelques détails d'implémentation doivent être pris en compte pour obtenir un contrôleur fonctionnel. Le problème principal est l'absence de mesure des vitesses de translation de l'arbre, qui peut être traité par exemple au moyen d'une différence centrée.

Table 1: Paramètres constructeur de la broche expérimentale

Paramètres mécaniques

Paramètre	Valeur	Description
m	3,097 kg	Masse du rotor
I_x	$8,589 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	Moment d'inertie du rotor selon l'axe x
I_y	$2,146 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	Moment d'inertie du rotor selon l'axe y
I_z	$2,146 \cdot 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$	Moment d'inertie du rotor selon l'axe z
e_0	0,4 mm	Entrefer nominal des actionneurs
d_{ca}	18 mm	Distance entre les capteurs et l'actionneur correspondant
$\dot{\phi}_{max}$	30 000 tr/mn	Vitesse de rotation maximale
F_p	$m \times \sqrt{2}/2 \times 9,81 \text{ N}$	Gravité sur y et z

Paramètres électriques

Paramètre	Valeur	Description
R	$0,2 \Omega$	Résistance des actionneurs des plans de contrôle
L	3 mH	Inductance des actionneurs des plans de contrôle
λ	$1,2 \cdot 10^{-6} \text{ mH} \cdot \text{m}$	λ des actionneurs des plans de contrôle
R_x	$1,6 \Omega$	Résistance des actionneurs de la butée axiale
L_x	5,8 mH	Inductance des actionneurs de la butée axiale
λ_x	$2,32 \cdot 10^{-6} \text{ mH} \cdot \text{m}$	λ des actionneurs de la butée axiale
U_{max}	50 V	Tension maximale aux bornes des actionneurs
I_{max}	6 A	Courant maximal dans les actionneurs

Paramètres capteurs et entrées

Capteurs	$\pm 10 \text{ V}$ correspond à un déplacement de $\pm 0,25 \text{ mm}$
Entrée en tension	0 à 10 V correspond à une tension de -50 à 50 V
Entrée en courant	0 à 10 V correspond à un courant de 0 à 6 A

4 Quelques résultats

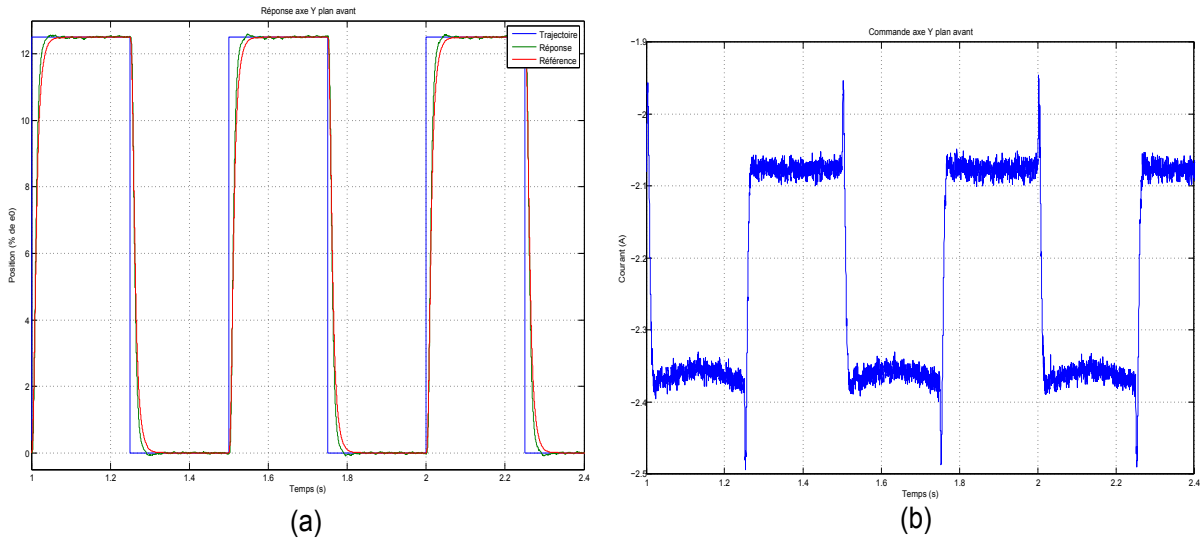


Figure 5: (a) Réponse à une série d'échelon sur l'axe y_2 de la commande sans modèle
(b) Commande en courant associée

Les résultats présentés ci-après ont été obtenus à différentes périodes et publiés dans divers articles. Certaines sont le fruit de collaboration entre Heudiasyc et d'autres laboratoires. Pour chacune des commandes présentées, les cinq axes sont commandés simultanément par le PC cible temps réel. Certains paramètres de commande sont résumés dans le tableau 2. Les mesures sont acquises à une fréquence supérieure à celle du calcul de la commande (voir table numéro 2) afin de pouvoir les filtrer efficacement par deux premiers ordres discrétisés en série de constante de temps t_o . On présente trois lois de commande testées avec succès sur le système :

- La commande sans modèle (voir [13, 14, 12, 7]) : chaque axe est considéré indépendant ;
- une commande non linéaire discrète ([17, 1]) où chaque axe est considéré indépendant. Les courants sont obtenus par inversion numérique du modèle de comportement d'un axe – contenu dans une table discrète de prédiction à un pas d'échantillonnage – en fonction de la position qu'on veut atteindre au pas suivant ;
- à titre de comparaison, une commande non linéaire globale des 5 axes basée sur l'utilisation du modèle d'Euler-Lagrange du rotor. Des *PID* sont réglés pour obtenir les dérivées secondes désirées des coordonnées généralisées du modèle selon une dynamique en boucle fermée choisie. On utilise alors l'expression du modèle pour retrouver les courants permettant d'imposer cette dynamique [6, 11].

Désignons par y_1 et z_1 (resp. y_2 et z_2) les positions du rotor à ses deux extrémités. y_1 , z_1 ainsi que l'axe x sont maintenus en zéro par des *iPD* (entrefer nominal pour chacun des deux actionneurs de l'axe). L'extrémité y_2 doit suivre une trajectoire carrée de fréquence 2 Hz entre zéro et $e_0/8$. En même temps, z_2 doit suivre une trajectoire sinusoïdale de fréquence 2 Hz entre $-e_0/8$ et $e_0/8$. Les axes y et z , subissent la gravité alors que l'axe x doit être positionné autour du point non linéarisable du modèle (courant nul, entrefer nominal ¹).

¹En fait la table sur laquelle est posée la machine n'est pas tout à fait horizontale, ce qui fait qu'une légère portion de la gravité s'applique à l'axe x .

Sur la Figure 5.a on peut voir la position de l'extrémité y_2 . On a représenté la trajectoire (signal carré) et la référence correspondant à la sortie désirée (issue d'un filtrage de la trajectoire) qui entre dans la commande sans modèle. La commande (en courant) est donnée sur la Figure 5.b. On peut constater un niveau de bruit non négligeable dû au fait que le filtrage des entrées n'élimine pas totalement les bruits de mesure et que le terme dérivée présent dans le correcteur est une approximation simpliste. Le niveau de commande est fonction de trois éléments :

- les axes y et z sont orientés vers le sol à 45 degrés de la verticale, il faut donc des courants négatifs pour compenser la gravité ;
- la gravité qu'il faut compenser : pour l'entrefer nominal un courant de $-2,07 A$ est nécessaire ; on notera que cette valeur est inférieure au courant nominal I_0 de prémagnétisation pour lequel est dimensionnée la machine par le constructeur ;
- le décalage par rapport à l'entrefer nominal ; dans le cas de l'expérience présentée, le rotor s'éloigne de l'électroaimant qui maintient la position et il faut donc augmenter le courant avec l'augmentation d'entrefer pour conserver la force qui compense la gravité.

La Figure 6 montre la même expérience que précédemment réalisée avec la commande par inversion de modèle. On constate une réponse en courant plus abrupte lors du changement d'échelon : la commande utilise une connaissance à priori du comportement pour calculer une commande qui donne un comportement linéaire désiré, et donc les non linéarités sont compensées très efficacement. La Figure 7 présente un agrandissement sur un des échelons de l'expérience sur l'axe y_2 pour les trois commandes. Elles ont été réglées afin d'avoir le même temps de réponse.

5 Conclusion

Les paliers magnétiques actifs sont des appareillages très intéressants pour la commande non linéaire de par leur modèle spécifique. On a présenté rapidement un modèle simple et montré qu'il est possible d'obtenir un modèle couplé. Le banc d'essai disponible à Heudiasyc a été décrit et quelques essais donnés comme exemple de ce qu'il est possible de réaliser sur ce démonstrateur.

References

- [1] S. Bonnet, J. De Miras, and B. Vidolov. Commande non linéaire d'un centreur magnétique par inversion numérique de modèle de comportement. In *CIFA*, pages pp. 419–424, Grenoble, France, Juillet 2012.
- [2] A. Charara, J. De Miras, and B. Caron. Nonlinear control of a magnetic levitation system without premagnetization. 4(5):513–523, sep 1996.

Table 2: Paramètres de commande

Paramètre	Valeur	Description
T_m	$33 \cdot 10^{-6} s$	Période d'acquisition des mesures sauf pour la commande <i>invMod</i> qui nécessite des temps de calcul plus long
Q_{CAN}	$12 bits$	Résolution des Convertisseur Analogiques Numériques
P_{CAN}	$0,5 \cdot 10^{-3} m$	Plage d'acquisition des CAN
t_o	$1 \cdot 10^{-3} s$	Constante de temps du filtrage numérique des mesures
T_e	$132 \cdot 10^{-6} s$	Période de calcul des lois de commande

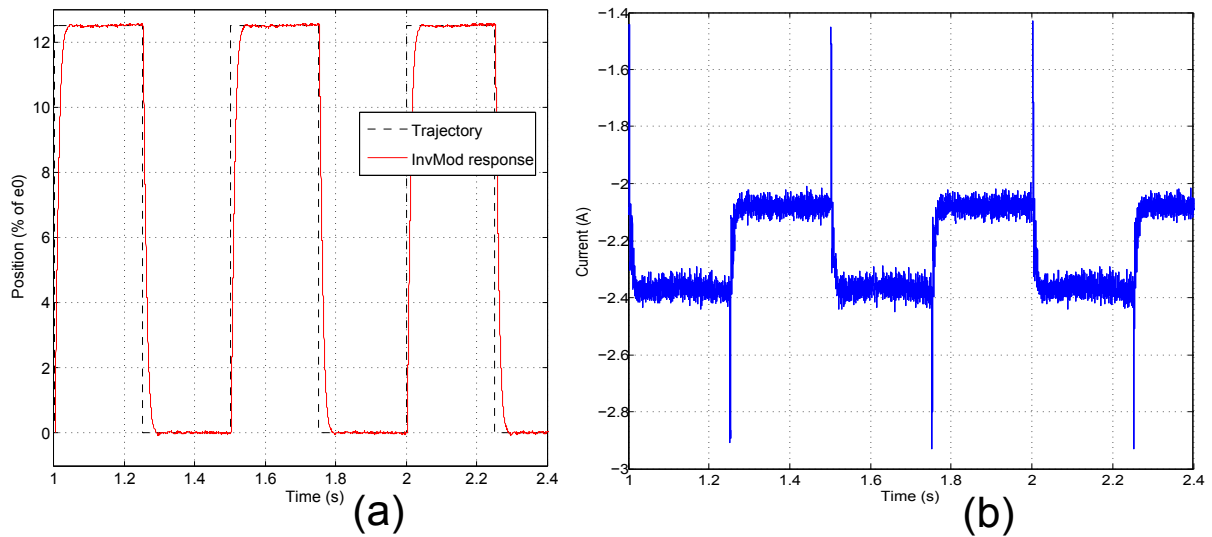


Figure 6: (a) Réponse à une série d'échelon sur l'axe y_2 de la commande par inversion numérique de modèle
(b) Commande en courant associée

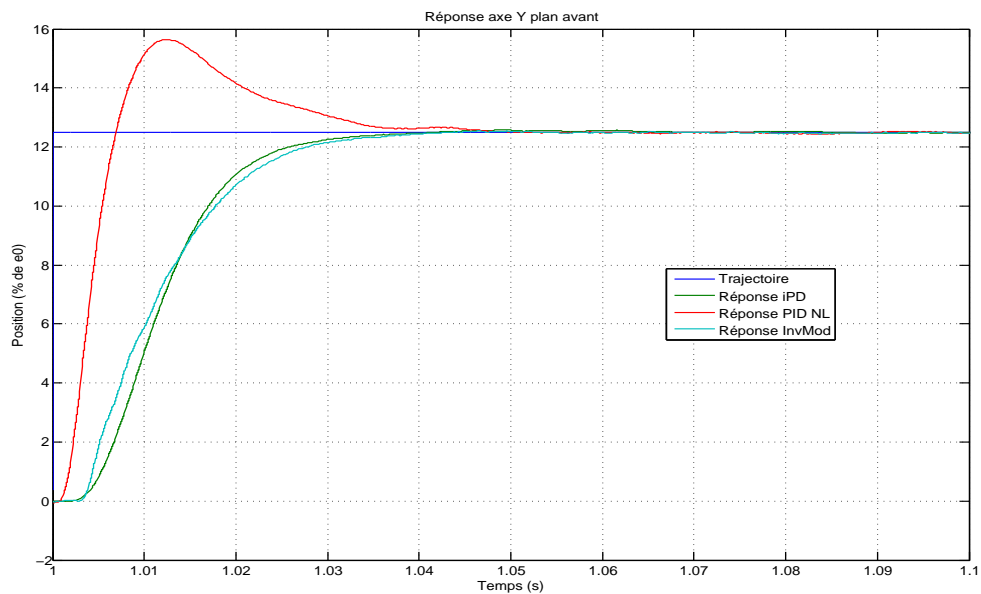


Figure 7: Comparaison des 3 commandes sur une réponse échelon axe y_2

- [3] M. Chen and C. R. Knospe. Feedback linearization of active magnetic bearings: current-mode implementation. 10(6):632–639, December 2005.
- [4] A. Chiba, D. G. Dorrell, T. Fukao, O. Ichikawa, M. Oshima, and M. Takemoto. *Magnetic Bearings and Bearingless Drives*. Elsevier Science Publishers, New York, NY, USA, March 2005.
- [5] D. Cho, Y. Kato, and D. Spilman. Sliding mode and classical controllers in magnetic levitation systems. 13(1):42–48, 1993.
- [6] J. De Miras. *Contribution à l'élimination du balourd pour une machine tournante à paliers*

magnétiques actifs par des techniques de commande non linéaires. PhD thesis, Université de Technologie de Compiègne, France, 1998.

<http://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00820083>.

- [7] J. De Miras, S. Riachy, M. Fliess, C. Join, and S. Bonnet. Vers une commande sans modèle d'un palier magnétique. In *CIFA*, pages pp. 509–514, Grenoble, France, juillet 2012.
- [8] M. Fujita, F. Matsumara, and M. Shimizu. \mathcal{H}_∞ robust control design for a magnetic suspension system. In *2nd Int. Symp. on Magnetic Bearings*, pages 349–356, Tokyo, Japan, 1990.
- [9] W. Grega and A. Pilat. Comparison of linear control methods for an AMB system. *International Journal of Applied Mathematics and Computer Science*, 15(2):245–255, 2005.
- [10] J. Huang, L. Wang, and Y. Huang. Continuous time model predictive control for a magnetic bearing system. *Progress In Electromagnetics Research Symposium Online*, 3(2):202–208, 2007.
- [11] A. Charara J. De Miras. A vector oriented control for a magnetically levitated shaft. *IEEE Trans. Magnetics*, vol. 34(no. 4):p. 2039–2041, 1998.
- [12] C. Join M. Fliess. Commande sans modèle et commande à modèle restreint. *e-STA*, vol. 5((n° 4)):p. 1–23, 2008.
<http://hal.archives-ouvertes.fr/inria-00288107/fr/>.
- [13] C. Join M. Fliess. Model free control and intelligent pid controllers: towards a possible trivialization of nonlinear control?. In *15th IFAC Symp. System Identif.*, Saint-Malo, 2009.
<http://hal.archives-ouvertes.fr/inria-00372325/fr/>.
- [14] S. Riachy M. Fliess, C. Join. Rien de plus utile qu'une bonne théorie : la commande sans modèle. In *JD-JN MACS*, Marseille, 2011.
<http://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00581109/fr/>.
- [15] R. Moser, J. Sandtner, and H. Bleuler. Diamagnetic suspension system for small rotors. *Journal of Micromechatronics*, 1(2):131–137, January 2001.
- [16] K. Nonami and H. Yamaguchi. μ -synthesis of a flexible rotor magnetic bearing system. In *4th International Symposium on Magnetic Bearings*, pages 73–78, Zürich, Switzerland, 1994.
- [17] B. Vidolov S. Bonnet, J. De Miras. Nonlinear one-step predictive control of an active magnetic bearing. In *17th IFAC World Congress*, Seoul, 2008.
- [18] G. Schweitzer, H. Bleuler, and A. Traxler. *Active Magnetic Bearings*. V.d.f. edition, Zürich, Switzerland, 1994.
- [19] H. F. Steffani, W. Hofmann, and B. Cebulski. A controller for a magnetic bearing using the dynamic programming of Bellman. In *6th International Symposium on Magnetic Bearings*, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA, USA, 1998.
- [20] B. Vidolov, C. Melin, J. De Miras, and A. Charara. Two-rules-based fuzzy logic control and sliding mode control of an active magnetic bearing. In *FUZZ-IEEE'96*, volume 2, pages 1205–1209, New Orleans, LA, USA, 1996.