

Chapitre 5

Identification interne et externe

5.1. Introduction

Dans le troisième chapitre, nous avons montré que pour la géométrie connue, les paramètres barycentriques apparaissent sous forme *linéaire* dans les équations du modèle dynamique. Ils forment une combinaison des paramètres inertiels indispensable compte tenu de l'arborescence. Néanmoins, pour compte des spécificités des articulations il convient de combiner encore ces paramètres pour assurer l'identifiabilité. Les règles permettant de trouver ces combinaisons sont présentées dans le quatrième chapitre. Une grande particularité de ces règles est de pouvoir être utilisées a priori. Tous ces résultats sont applicables pour des manipulateurs avec leurs actionneurs. Nous sommes donc en présence d'un modèle linéaire et identifiable. Pour identifier les paramètres, il faut encore trouver des trajectoires suffisamment excitantes (cfr deuxième chapitre).

Dans le paragraphe relatif à l'état de l'art présenté dans le premier chapitre, nous avons décrit la procédure habituelle d'estimation des paramètres inertiels. Elle est basée sur l'utilisation du modèle dynamique de commande et sur un dispositif de mesure interne: la mesure des positions articulaires via les codeurs optiques placés sur les actionneurs et la mesure des efforts fournis par les actionneurs Q_a via le courant d'alimentation. Comme le montre la figure 5.1, ce modèle fait intervenir les paramètres des actionneurs (constante de couple), des transmissions (frottement) et des segments (paramètres inertiels). Cette approche souffre donc de deux inconvénients majeurs. Premièrement, la mesure des efforts est peu précise car les paramètres des actionneurs, et en particulier la constante de couple, sont mal connus. Deuxièmement, les paramètres inertiels sont estimés conjointement avec les coefficients de frottement. Cette association dégrade l'estimation des paramètres inertiels car les frottements sont difficiles à modéliser correctement.

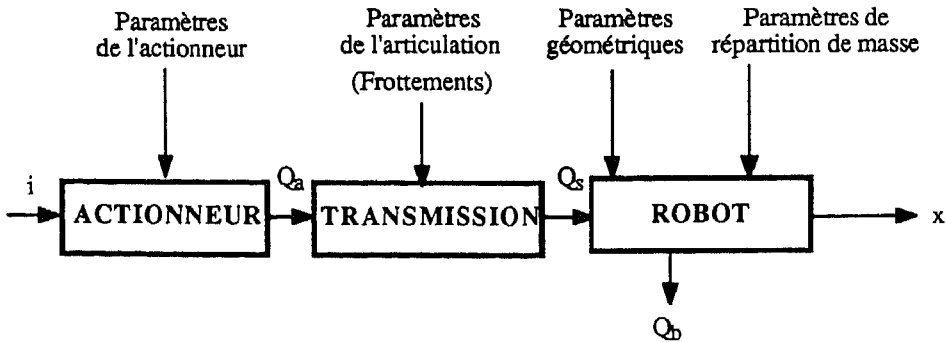


fig 5.1 Mesure interne et mesure externe des efforts de liaisons.

Pour palier à ces deux inconvénients Mukerjee (Mukerjee 84) propose une alternative qui consiste à mesurer directement les efforts Q_s grâce à une instrumentation adéquate des articulations (par exemple en collant des jauges de contraintes). Le modèle d'estimation est donc indépendant des caractéristiques des actionneurs et des frottements dans les articulations. Malheureusement, cette approche est coûteuse car elle demande d'instrumenter chaque robot séparément. De plus, la précision de la mesure dépend directement de l'étalonnage des capteurs fixés sur le manipulateur.

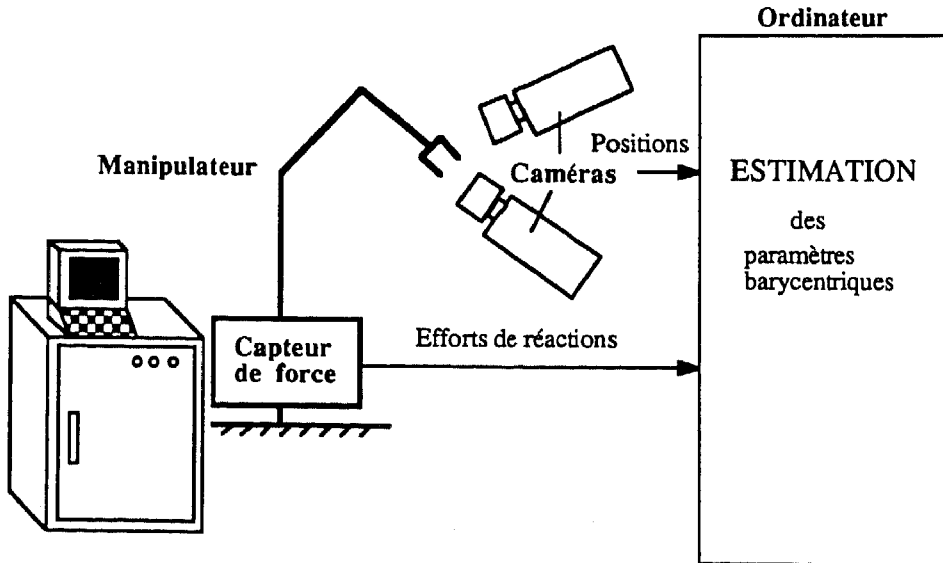


Fig. 5.2 Schéma de l'identification externe

Pour éviter les inconvénients liés à ces deux approches, nous proposons la méthode suivante. On place le manipulateur sur une plate-forme de force qui mesure les trois composantes de force et de couple entre le robot et le bâti (Q_b). De plus, on peut recourir à des mesures externes des positions des segments, par exemple, grâce à des caméras comme

présenté dans la figure 5.2. Nous parlons alors de *méthode externe*. Les caractéristiques de cette approche se répartissent en quatre points. Premièrement, le capteur de force est *standard*. La procédure est donc applicable facilement à différents types de robots. Deuxièmement, le capteur de force est de *haute précision*. Troisièmement, le modèle d'estimation est *indépendant des caractéristiques des actionneurs et des frottements articulaires*. Nous pouvons ainsi estimer uniquement les paramètres inertiels. Enfin quatrièmement, le modèle d'estimation est différent du modèle de commande. Ce modèle, appelé *modèle de réaction*, met en relation les variables cinématiques avec les réactions à la base du robot (Q_b) à la place des forces généralisées aux articulations (Q_a ou Q_s). Il est en fait *l'expression vectorielle de l'équation d'une articulation fictive* placée sur le capteur de force.

Nous commencerons ce chapitre en traitant rapidement de l'identification interne. Ensuite, nous introduirons le modèle de réaction et nous discuterons de ses propriétés. En particulier, nous établirons la *correspondance des paramètres* entre le modèle dynamique et le modèle de réaction. Pour finir, nous comparerons les deux méthodes grâce à deux exemples de simulations.

5.2. Identification interne

Toute la théorie relative à l'identification interne a été développée dans les chapitres précédents. A présent que nous sommes quasi certains de disposer d'un jeu de paramètres identifiable, le conditionnement de la matrice ϕ_d n'est plus fonction que de la trajectoire d'essai. Le problème revient donc à trouver une trajectoire suffisamment excitante (trajectoire PE). Pour un manipulateur à plusieurs degrés de liberté, cette recherche peut s'avérer fastidieuse car le modèle dynamique correspondant peut être fort complexe. Par conséquent, il peut être intéressant de développer une procédure automatique de recherche de la trajectoire d'essai. Néanmoins, comme dans nos applications, nous nous sommes limités à des structures à trois degrés de liberté au maximum cette recherche est triviale. Au paragraphe 3.4 a, nous avons proposé une trajectoire d'essai pour un exemple simple. Aussi, nous n'avons pas abordé ce problème. Pratiquement, on procédera de manière empirique - soit sur base de simulation, soit sur base de mesures réelles - en testant les valeurs singulières de ϕ_d en fonction des trajectoires. Une alternative intéressante est de tester l'écart-type attendu de l'erreur d'estimation de δ_d , cfr § 2.4

Pour montrer l'influence du choix de la trajectoire d'essai, nous reprenons l'exemple 3 (cfr § 3.4 c). Pour quelques trajectoires types, nous présentons la dégénérescence de la matrice ϕ_d (3.61) ou (4.61) qui conditionne ϕ_d et par conséquent l'estimation de δ_d . Dans le tableau 5.1 nous écrivons les colonnes de ϕ_d relatives aux paramètres en fonction des conditions imposées sur la trajectoire.

	conditions trajectoires	ϕ_d				
		mb_z^2	$(K_{zz}^1)^*$	K_{xx}^2	K_{xz}^2	$K_{yy}^2 - K_{zz}^2$
1	$\dot{q}^1 = \dot{q}^2 = 0$	0	0	0	0	0
	$\ddot{q}^1 = \ddot{q}^2 = 0$	$-gs_2$	0	0	0	0
2	$\ddot{q}^1 = \ddot{q}^2 = 0$	$l_x^2 s_2 (\dot{q}^2)^2$	0	0	$-s_2 (\dot{q}^2)^2$	$s_{22} \dot{q}^1 \dot{q}^2$
		$-gs_2$	0	0	0	$-c_2 s_2 (\dot{q}^1)^2$
3	$\dot{q}^1 = \dot{q}^2 = 0$	$-l_x^2 (c_2 \ddot{q}^2 - s_2 (\dot{q}^2)^2)$	0	0	$c_2 \ddot{q}^2 - s_2 (\dot{q}^2)^2$	0
		$-gs_2$	0	$\ddot{q}^2$	0	0
4	$\dot{q}^2 = \ddot{q}^2 = 0$	0	$\ddot{q}^1$	0	0	$(s_2)^2 \ddot{q}^1$
		$-l_x^2 c_2 \ddot{q}^1 - gs_2$	0	0	$c_2 \ddot{q}^1$	$-c_2 s_2 (\dot{q}^1)^2$

tableau. 5.1 Dégénérescence de ϕ_d en fonction des trajectoires

Grâce à ce tableau, il est facile de choisir une trajectoire qui excitera tous les paramètres. Un exemple de trajectoire excitante est présenté à la figure 5.4 du paragraphe 5.3.3.

5.3. Identification externe

5.3.1. Structure sans contrainte

a) Modèle de réaction

Le modèle de réaction peut être introduit de diverses façons. Nous le présenterons comme une partie du modèle dynamique d'un *manipulateur fictif*, ceci afin de pouvoir utiliser toutes les propriétés liées au modèle dynamique habituel. Pour ce faire, nous allons introduire des articulations et des contraintes fictives.

Considérons un manipulateur complété par 6 degrés de liberté supplémentaires localisés à sa base (les 3 translations et rotations principales). Nous obtenons ainsi un *manipulateur fictif* de n corps rigides et de $n+6$ articulations. Comme la base du manipulateur réel est normalement fixe, on impose des contraintes sur les 6 articulations supplémentaires.

$$\mathbf{q}_b = \mathbf{0} \quad (5.1)$$

avec $\mathbf{q}_b$ le vecteur (6) des coordonnées correspondantes.

Le modèle dynamique inverse du manipulateur complété s'écrit:

$$\begin{pmatrix} \mathbf{M}_{bb} & \mathbf{M}_{bs} \\ \mathbf{M}_{bs} & \mathbf{M}_{ss} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{\mathbf{q}}_b \\ \ddot{\mathbf{q}}_s \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \mathbf{f}_b(\mathbf{q}_s, \dot{\mathbf{q}}_s, \mathbf{q}_b, \dot{\mathbf{q}}_b) \\ \mathbf{f}_s(\mathbf{q}_s, \dot{\mathbf{q}}_s, \mathbf{q}_b, \dot{\mathbf{q}}_b) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \mathbf{Q}_b \\ \mathbf{Q}_s \end{pmatrix} \quad (5.2)$$

avec $\mathbf{Q}_b$ le vecteur (6) des efforts de réaction à la base du manipulateur

Introduisons la contrainte (5.1) dans l'expression (5.2). La deuxième ligne nous donne le modèle dynamique inverse du manipulateur réel

$$\mathbf{M}_{ss}(\mathbf{q}_s) \ddot{\mathbf{q}}_s + \mathbf{f}_s(\mathbf{q}_s, \dot{\mathbf{q}}_s) = \mathbf{Q}_s \quad (5.3)$$

et la première nous conduit au modèle de réaction inverse.

$$\mathbf{M}_{bs}(\mathbf{q}_s) \ddot{\mathbf{q}}_s + \mathbf{f}_b(\mathbf{q}_s, \dot{\mathbf{q}}_s) = \mathbf{Q}_b \quad (5.4)$$

b) Propriétés du modèle de réaction

Comme nous l'avons signalé précédemment, cette équation est exempte d'efforts internes (et par conséquent, des frottements qui y sont rattachés). Comme ce modèle est directement issu d'un modèle dynamique, il en possède toutes les propriétés. En particulier, il est *linéaire* par rapport aux paramètres barycentriques combinés. De plus, comme $\mathbf{Q}_b$ contient la totalité des composantes de $\underline{\mathbf{F}}_b$ et $\underline{\mathbf{L}}_b$, δ_r est identifiable, cfr § 4.2. Nous avons également

montré que cette propriété était encore applicable dans les cas particuliers envisagés au paragraphe 4.2.4. Le modèle peut donc s'écrire sous la forme:

$$\phi_r \delta_r = Q_b \quad (5.5)$$

Considérons M mesures discrètes de $Q_b, q, \dot{q}$ et $\ddot{q}$ pour une trajectoire donnée du manipulateur. Nous définissons alors le modèle d'estimation:

$$\phi_r \delta_r = Z_r \quad (5.6)$$

avec ϕ_r la matrice ($M_n \times N_r$)

Z_r le vecteur (M_n)

avec $M_n \geq N_r$ moyennant un nombre suffisant de mesures.

c) Correspondance des paramètres entre les deux modèles

Notre but est d'identifier les éléments de δ_d présents dans le modèle dynamique inverse en vue de leur utilisation pour améliorer la commande des robots. Nous devons donc vérifier la concordance des paramètres entre le modèle dynamique classique et le modèle de réaction.

Il est facile de montrer sur les relations (3.27) et (3.38) que l'expression vectorielle d'une articulation contient tous les paramètres présents dans les équations des corps descendants. De plus, nous avons montré qu'un paramètre combiné sur une articulation i ne pouvait apparaître que sous la même combinaison sur les articulations ascendantes à i . Or, comme l'équation de réaction est l'équation vectorielle d'une articulation fictive ascendante à tous les segments, il est évident que le modèle de réaction comprend tous les paramètres (combinés ou non) qui apparaissent dans le modèle dynamique classique. Nous remarquons qu'il fait apparaître en plus certains paramètres du premier segment (après combinaison) absents du modèle dynamique.

Nous écrivons alors:

$$\{\delta_r\} \supset \{\delta_d\} \quad (5.7)$$

d) Choix de la trajectoire

Il nous reste à trouver une trajectoire suffisamment excitante. On peut écrire la condition d'estimation.

Condition d'estimation

$$\delta_d \text{ est identifiable si } \phi_r \text{ est de plein rang} \quad (5.8)$$

Cette condition est évidente. Elle impose que tous les éléments de δ_r soient identifiables. Elle est suffisante mais pas nécessaire. Les seuls éléments de δ_r indispensables sont ceux qui

permettent de retrouver δ_d grâce à l'inclusion (5.7). Nous avons dans le paragraphe 2.3 étudié le cas particulier de l'estimation d'une combinaison linéaire de δ . Appliquons la propriété (2.19) :

δ_d est identifiable ssi δ_d appartient à l'espace engendré par les directions identifiables de $\phi_r^T \phi_r$

Dans un cas général, il est difficile d'appliquer cette propriété. Par contre, à l'inclusion (5.7), la recherche de trajectoire excitante peut s'effectuer de façon similaire à celle exposée pour la méthode interne (cfr 5.2) en étudiant simplement les valeurs singulières (où les écarts-types correspondants) du sous-ensemble de δ_r correspondant à δ_d .

e) Exemple

A titre d'illustration, nous présentons à nouveau l'exemple 3 du chapitre 3, cfr § 3.4 c et 4.2.3. Pour cet exemple, nous fixons les valeurs numériques suivantes:

* Paramètre géométrique:

$$\underline{l}^{12} = [\hat{\underline{x}}^1]^T \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ l^{12} \end{pmatrix}$$

avec $l^{12} = 0.752 \text{ m}$

Remarquons que nous avons posé $l_x^{12} = 0$ ce qui simplifie les équations de réactions mais aussi celles du modèle classique (4.60) et (4.61).

* Paramètres de répartition de masse:

1^{er} segment:

Nous avons modélisé le premier segment par un tube ($\phi_{\text{ext}} = 0.180 \text{ m}$, épaisseur = 0.01 m , hauteur = 0.840 m , masse = 11.8 kg). Celui-ci est décentré par rapport au plan $\hat{\underline{x}}_y^1$ et $\hat{\underline{x}}_z^1$ de 0.05 m dans la direction de $\hat{\underline{x}}_x^1$ (voir fig 5.3).

$$m^1 = 11.8 \text{ kg}$$

$$\underline{l}^{11} = [\hat{\underline{x}}^1]^T \begin{pmatrix} l_x^{11} \\ 0 \\ l_z^{11} \end{pmatrix} = [\hat{\underline{x}}^1]^T \begin{pmatrix} 0.05 \\ 0 \\ 0.420 \end{pmatrix}$$

$$\underline{J}^1 = \begin{pmatrix} J_{xx}^1 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^1 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0.708 & 0 & 0 \\ 0 & 0.708 & 0 \\ 0 & 0 & 0.086 \end{pmatrix}$$

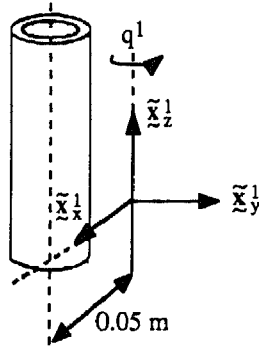


fig. 5.3 Modélisation du premier segment du manipulateur APRA.

2^{ème} segment:

Le deuxième segment est modélisé par deux masses ponctuelles. La première (8.5 kg) représente les segments 4 et 5 ainsi que la charge et est placée à 0.325 m de l'articulation. La deuxième (10 kg) est le contre poids placé à 0.275 m de l'articulation. Les deux masses sont décentrées par rapport au plan $\hat{x}_y^2$ et $\hat{x}_z^2$ de 0.01 m dans la direction de $\hat{x}_x^2$ (voir fig 5.4).

$$m^2 = 18.5 \text{ kg}$$

$$I^{22} = [\hat{x}^2]^T \begin{pmatrix} I_x^{22} \\ 0 \\ I_z^{22} \end{pmatrix} = [\hat{x}^2]^T \begin{pmatrix} 0.010 \\ 0 \\ 0.001 \end{pmatrix}$$

$$J^2 = \begin{pmatrix} J_{xx}^2 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^2 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1.654 & 0 & 0 \\ 0 & 1.654 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

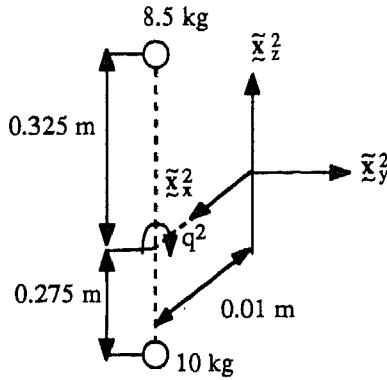


fig. 5.4 Modélisation du deuxième segment du manipulateur APRA.

Soit Q_b le vecteur (6) des réactions mesurées à la base du manipulateur:

$$Q_b = \begin{pmatrix} \text{Couple suivant } \hat{x}_x^0 \\ \text{Force suivant } \hat{x}_x^0 \\ \text{Couple suivant } \hat{x}_y^0 \\ \text{Force suivant } \hat{x}_y^0 \\ \text{Couple suivant } \hat{x}_z^0 \\ \text{Force suivant } \hat{x}_z^0 \end{pmatrix} \quad (5.9)$$

Le vecteur δ_r est issu des paramètres regroupés (cfr 4.2.3), il est plus complet que δ_d (4.60), avec $l_x^2 = 0$. Le modèle est calculé par le logiciel ROBOTRAN.

$$\delta_r = \begin{pmatrix} mb_z^2 \\ K_{zz}^1 + K_{zz}^2, K_{xx}^2 \\ K_{xz}^2 \\ K_{yy}^2 - K_{zz}^2 \\ m^{11} \\ mb_x^1 + mb_x^2 \\ K_{xz}^1 - mb_x^2 l^{12} \end{pmatrix} \quad (5.10)$$

$$\begin{pmatrix} \varphi_{r1} \\ \varphi_{r2} \\ \varphi_{r3} \end{pmatrix} \delta_r = Q_r \quad (5.11)$$

$$\varphi_{r1} = \begin{pmatrix} -\ddot{q}^1 l^{12} y_3 + \ddot{q}^2 l^{12} y_1 & \ddot{q}^1 y_1 + \ddot{q}^2 y_3 & -\ddot{q}^1 y_2 & & & & & \\ -(\dot{q}^1)^2 l^{12} y_7 - (\dot{q}^2)^2 l^{12} y_7 & 0 & \ddot{q}^2 c_1 & -(\dot{q}^1)^2 y_4 + (\dot{q}^2)^2 y_8 & -(\dot{q}^1)^2 y_6 & 0 & g s_1 & \ddot{q}^1 c_1 - (\dot{q}^1)^2 s_1 \\ -2\dot{q}^1 \dot{q}^2 l^{12} y_8 - g y_7 & & & +2\dot{q}^1 \dot{q}^2 y_9 & -2\dot{q}^1 \dot{q}^2 y_{10} & & & \\ \ddot{q}^1 y_7 + \ddot{q}^2 y_8 & & & & & & & \\ -(\dot{q}^1)^2 y_{13} - (\dot{q}^2)^2 y_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\ddot{q}^1 s_1 & 0 \\ +2\dot{q}^1 \dot{q}^2 y_1 & & & & & & -(\dot{q}^1)^2 c_1 & \end{pmatrix}$$

$$\varphi_{r2} = \begin{pmatrix} -\ddot{q}^1 l^{12} y_7 + \ddot{q}^2 l^{12} y_8 & \ddot{q}^1 y_8 - \ddot{q}^2 y_7 & -\ddot{q}^1 y_6 & & & & & \\ -(\dot{q}^2)^2 l^{12} y_3 - (\dot{q}^2)^2 l^{12} y_3 & 0 & \ddot{q}^2 s_1 & +(\dot{q}^1)^2 y_{15} - (\dot{q}^2)^2 y_1 & -(\dot{q}^1)^2 y_2 & 0 & -g c_1 & \ddot{q}^1 s_1 + (\dot{q}^1)^2 c_1 \\ +2\dot{q}^1 \dot{q}^2 l^{12} y_1 - g y_3 & & & -2\dot{q}^1 \dot{q}^2 y_9 & -2\dot{q}^1 \dot{q}^2 y_{17} & & & \\ \ddot{q}^1 y_3 - \ddot{q}^2 y_1 & & & & & & & \\ +(\dot{q}^1)^2 y_{20} + (\dot{q}^2)^2 y_7 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & +\ddot{q}^1 c_1 & 0 \\ +2\dot{q}^1 \dot{q}^2 y_8 & & & & & & -(\dot{q}^1)^2 s_1 & \end{pmatrix}$$

$$\varphi_{r3} = \begin{pmatrix} 0 & \ddot{q}^1 & 0 & \ddot{q}^2 c_2 - (\dot{q}^2)^2 s_2 & \ddot{q}^1 y_{22} & 0 & 0 & 0 \\ -\ddot{q}^2 s_2 - (\dot{q}^2)^2 c_2 & 0 & 0 & 0 & +\dot{q}^1 \dot{q}^2 s_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & & 0 & g & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

avec:

$$c_1 = \cos(q^1)$$

$$s_1 = \sin(q^1)$$

$$c_{12} = \cos(q^1 + q^2)$$

$$y_1 = c_1 c_2$$

$$y_2 = c_2 s_1 s_2$$

$$y_3 = s_1 s_2$$

$$y_4 = c_2 s_1$$

$$y_6 = c_1 c_2 s_2$$

$$y_7 = c_1 s_2$$

$$y_8 = c_2 s_1$$

$$y_9 = c_1 c_2 s_1$$

$$y_{10} = c_2 s_1 s_1 s_2$$

$$y_{15} = c_1 c_2$$

$$y_{17} = c_1 c_1 c_2 s_2$$

$$y_{20} = c_1 s_2$$

$$y_{22} = s_2 s_2$$

$$y_{23} = c_2 c_2$$

5.3.2. Structure avec contrainte

Reprenons le manipulateur présenté à la figure 4.5 (cfr §4.3). Ce manipulateur est composé de n segments rigides et de n actionneurs, il possède donc $2n$ articulations (rotoïdes ou prismatiques). Le manipulateur fictif correspondant a $2n + 6$ articulations et $n + 6$ contraintes (n entre les actionneurs et les segments et 6 à la base).

Le modèle dynamique inverse de ce manipulateur à $2n+6$ articulations avec $n + 6$ contraintes peut se mettre sous la forme (4.65):

$$M(q) \ddot{q} + F(q, \dot{q}) - A^T \lambda = Q$$

avec: $q = \begin{pmatrix} q_b \\ q_s \\ q_a \end{pmatrix}$ le vecteur $(2n+6)$ des variables articulaires $\begin{pmatrix} b = \text{base} \\ s = \text{segment} \\ a = \text{actionneur} \end{pmatrix}$

$M(q)$ la matrice de masse $[(2n+6) \times (2n+6)]$

$F(q, \dot{q})$ le vecteur $(2n+6)$ des accélérations de Coriolis, action de la gravité, ...

A la matrice $[(n+6) \times (2n+6)]$ jacobienne des contraintes

Q le vecteur $(2n+6)$ des forces généralisées dans les articulations

Exprimons la matrice jacobienne des contraintes en dissociant les contraintes suivant leur type.

Contraintes entre actionneur et segment: (cfr §4.3)

Entre chaque segment et son actionneur, nous imposons la contrainte cinématique suivante (4.66):

$$\dot{q}_a^i = n^i \dot{q}_s^i$$

ou sous forme matricielle (4.66)

$$\dot{q}_s = A_{sa} \dot{q}_a$$

ou encore (4.67):

$$A_d \dot{q}_d = 0$$

avec:

$$\dot{q}_d = \begin{pmatrix} \dot{q}_s \\ \dot{q}_a \end{pmatrix}$$

$$A_d = (E - A_{sa})$$

Les contraintes à la base:

Les contraintes à la base (5.1) sont:

$$\mathbf{q}_b = 0$$

La matrice jacobienne des contraintes:

La matrice jacobienne des contraintes du manipulateur fictif s'écrit:

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} \mathbf{E} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{A}_d \end{pmatrix} \quad (5.12)$$

avec $\mathbf{E}$ la matrice unité (6 x 6)

et le modèle dynamique inverse du manipulateur fictif avec contrainte s'écrit:

$$\begin{pmatrix} \mathbf{M}_{bb} & \mathbf{M}_{bs} & \mathbf{M}_{ba} \\ \mathbf{M}_{sb} & \mathbf{M}_{ss} & \mathbf{M}_{sa} \\ \mathbf{M}_{ab} & \mathbf{M}_{as} & \mathbf{M}_{aa} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{\mathbf{q}}_b \\ \ddot{\mathbf{q}}_s \\ \ddot{\mathbf{q}}_a \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \mathbf{f}_b \\ \mathbf{f}_s \\ \mathbf{f}_a \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} \mathbf{E} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{E} \\ \mathbf{0} & -\mathbf{A}_{as} \end{pmatrix} \boldsymbol{\lambda} = \begin{pmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{Q}_a \end{pmatrix} \quad (5.13)$$

avec $\mathbf{Q}_a$ le vecteur (n) des forces généralisées fournies par les actionneurs

$\boldsymbol{\lambda}$ le vecteur (n+6) des multiplicateurs de Lagrange $\boldsymbol{\lambda} = \begin{pmatrix} \boldsymbol{\lambda}_b \\ \boldsymbol{\lambda}_s \end{pmatrix}$ avec comme interprétation physique:

$\boldsymbol{\lambda}_b$ le vecteur (6) des forces généralisées des articulations de la base ($\boldsymbol{\lambda}_b = \mathbf{Q}_b$).

$\boldsymbol{\lambda}_s$ le vecteur (6) des multiplicateurs associés aux contraintes entre actionneurs et segments

et où $\mathbf{A}_{as} = \mathbf{A}_{sa}^t (= \mathbf{A}_{sa}$ puisque, dans le cas présent, cette matrice est diagonale)

La troisième ligne, du modèle (5.13) représente le modèle des actionneurs.

La deuxième ligne représente le modèle des segments. .

La première ligne représente le modèle des joints fictifs à la base du manipulateur.

Nous cherchons maintenant à réduire le système (5.13).

Des deux dernières lignes, on extrait le modèle dynamique par élimination de $\boldsymbol{\lambda}_s$, cfr (4.75).

$$(\mathbf{A}_{sa}^{-1} \mathbf{M}_{as} + \mathbf{A}_{sa}^{-1} \mathbf{M}_{aa} \mathbf{A}_{as} + \mathbf{M}_{ss} + \mathbf{M}_{sa} \mathbf{A}_{as}) \ddot{\mathbf{q}}_s + \mathbf{A}_{sa}^{-1} \mathbf{f}_a + \mathbf{f}_s = \mathbf{Q}_s$$

L'introduction des contraintes dans la première ligne de (5.13) nous conduit au modèle de réaction:

$$(M_{bs} + M_{ba} A_{as}^{-1}) \ddot{q}_s + f_b = \lambda_b = Q_b \quad (5.14)$$

En comparant les deux types de modèles (4.75) et (5.14), il apparaît clairement qu'ils sont influencés différemment par les contraintes. Dans le modèle dynamique (4.75), les paramètres barycentriques des actionneurs apparaissent multipliés par des formes linéaires (termes $M_{sa} A_{as}^{-1}$) et quadratiques (termes $A_{as}^{-1} M_{ss} A_{as}^{-1}$) des rapports de réductions. Dans le modèle de réaction (5.15) ces rapports de réductions n'apparaissent que sous forme linéaire. Les inerties des actionneurs sont donc combinées différemment dans les deux modèles. La relation (5.7) n'est plus valable. Nous contournons cette difficulté en considérant les inerties des actionneurs connues. Dans la pratique, ces valeurs sont généralement fournies avec précision par les constructeurs d'actionneurs. On procède alors comme au paragraphe 4.3.1 en distinguant les paramètres connus des paramètres inconnus.

Définissons:

δ_{ru} le vecteur (N_{ru}) des paramètres inconnus

δ_{rk} le vecteur (N_{rk}) des paramètres connus

$$\delta_r = \begin{pmatrix} \delta_{ru} \\ \delta_{rk} \end{pmatrix}$$

Comme le modèle (5.15) est linéaire en δ , nous écrivons:

$$\varphi_{ru}(q_s, \dot{q}_s, \ddot{q}_s) \delta_{ru} = Q_b - \varphi_{rk}(q_s, \dot{q}_s, \ddot{q}_s) \delta_{rk} \quad (5.15)$$

Nous nous ramenons ainsi au problème précédent (5.5) en remplaçant φ_r par φ_{ru} , δ_r par δ_{ru} et Q_b par $Q_b - \varphi_{rk}(q_s, \dot{q}_s, \ddot{q}_s) \delta_{rk}$

Considérons alors les M mesures discrètes de Q_r , $q_s, \dot{q}_s, \ddot{q}_s$ pour une trajectoire donnée du manipulateur. Nous définissons alors le modèle d'estimation suivant:

$$\phi_{ru} \delta_{ru} = Z_r \quad (5.16)$$

avec

Z_r le vecteur ($6M$) des valeurs $Q_r - \varphi_{rk}(q_s, \dot{q}_s, \ddot{q}_s) \delta_{rk}$

ϕ_{ru} la matrice ($6M \times N_{ru}$) des valeurs $\varphi_{ru}(q_s, \dot{q}_s, \ddot{q}_s)$

Exemple

Reprenons à nouveau l'exemple 3 (cfr 3.4 c, 4.2.3 et 5.3.1 e)

Le modèle de réaction inverse s'écrit:

$$\begin{pmatrix} M_1 \\ M_2 \\ M_3 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{q}^1 \\ \ddot{q}^2 \\ \ddot{q}^3 \\ \ddot{q}^4 \end{pmatrix} + F = Q_b \quad (5.17)$$

avec les matrices **M** et **F** fournies par ROBOTRAN, nous obtenons le modèle d'identification.

$$\varphi_{ru} \delta_{ru} = Q_b - \varphi_{rk} \delta_{rk} \quad (5.19)$$

avec: δ_{ru} donné par (5.10)

δ_{rk} donné par (4.85)

φ_{ru} donné par (5.11)

$$\alpha \quad \varphi_{rk} = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ \ddot{q}^1(1+n^1) & \ddot{q}^1+n^2\ddot{q}^2 \\ 0 & 0 \end{pmatrix}$$

5.3.3. Simulation

a) Comparaison des deux méthodes

Nous voulons maintenant par simulation, comparer les méthodes interne et externe d'identification. Sur l'exemple présenté dans le paragraphe précédent.

Principe de la simulation:

Soit un robot de caractéristiques géométriques connues, pour une trajectoire on calcule ϕ_{ru} , ϕ_{rk} , ϕ_{du} et ϕ_{dk} . Si on impose un jeu δ_{du} de paramètres barycentriques, on peut calculer Z_r et Z_d . Ajoutons à ces deux vecteurs un bruit de mesure v et estimons les paramètres barycentriques δ_{du}^* en tenant compte de ce bruit.

On a montré (Ljung 87) qu'un bruit de mesure additif Gaussien, blanc, indépendant et de moyenne nulle, conduit à une distribution normale des valeurs estimées autour des valeurs réelles. Seul l'écart-type de l'erreur d'estimation peut être influencé par la méthode d'estimation utilisée (cfr § 2.4). Nous nous contentons donc de comparer l'écart-type attendu de l'erreur d'estimation sur δ_{du}^* .

Simulation:

Soit la trajectoire d'essai représentée à la figure 5.5. Elle a été calculée sur base des caractéristiques de l'APRA. C'est-à-dire suivant une loi de commande de type bang-bang avec une accélération maximale de $0.8 \frac{\text{rad}}{\text{sec}^2}$ et une durée de phase d'accélération de 0.7 sec. Nous avons discrétisé cette trajectoire à une fréquence de 25 Hz.

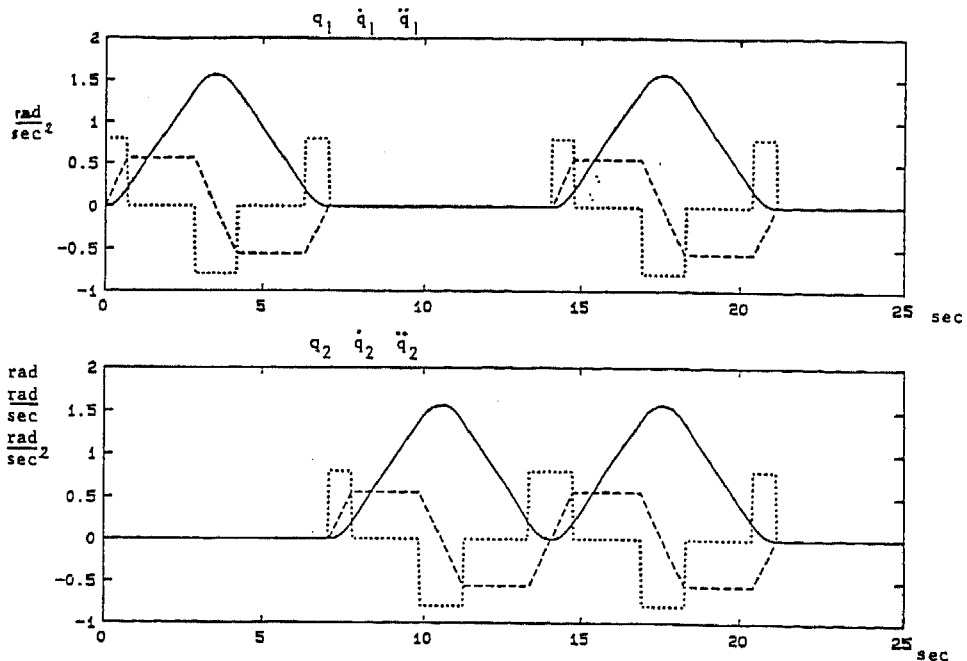


Fig. 5.5 Trajectoire de simulation.

Soit un bruit de mesure additif blanc de moyenne nulle et indépendant, identique sur Z_d et Z_r , dont la matrice de covariance est :

$$P_z = \sigma_z E$$

Grâce à la formule (2.25), nous calculons $P_{\delta d}$ et $P_{\delta r}$ ce qui nous permet de comparer au tableau 5.2 les valeurs $\frac{\sigma_{\delta d}}{\sigma_z}$ obtenues respectivement par identification interne et externe et qui représentent le rapport des écarts-types attendu de l'erreur d'estimation sur l'écart-type du bruit de mesure.

δ_{du}	interne	externe
mb_z^2	0.008	0.009
$K_{zz}^1 + K_{zz}^2$	0.122	0.122
K_{xx}^2	0.120	0.112
K_{zz}^2	0.097	0.096
$K_{yy}^2 - K_{zz}^2$	0.210	0.209

Tab. 5.2 Comparaison des écarts-types simulés pour les deux méthodes

Les résultats présentés dans le tableau 5.2 sont évidemment dépendants de la trajectoire choisie. Néanmoins, l'exemple présenté est représentatif. En effet, il n'a été l'objet d'aucune optimisation et d'autres exemples ont donnés des résultats similaires.

La complexité supérieure du modèle de réaction nous faisait craindre une moindre précision d'estimation. Le tableau 5.2 nous rassure sur ce point. Les précisions d'estimation simulées sont sensiblement les mêmes pour les deux méthodes. Ceci nous conduit à penser qu'il n'y a pas de perte d'identifiabilité dans l'utilisation de la méthode d'estimation externe.

Ajoutons à cela quelques commentaires supplémentaires :

Premièrement, la comparaison présentée ci-dessus n'est pas fonction des erreurs de mesures sur les variables cinématiques. Elle ne tient compte que de l'effet de bruit sur les mesures des forces généralisées Q_a et des efforts de réactions Q_r . Or, ces deux grandeurs sont obtenues par des dispositifs de mesures fort dissemblables qui auront donc des effets très différents sur la précision d'estimation. En général, Q_a est mesuré sur le circuit d'alimentation des actionneurs. Une erreur dans la modélisation de ces derniers conduit inéluctablement à une erreur d'estimation sur les paramètres barycentriques. A titre d'exemple, la constante de couple d'un moteur à courant continu à induit permanent est donnée par le constructeur avec une incertitude de l'ordre de 10 % (cfr Chapitre 6). Par contre, Q_r est mesuré par un capteur externe. La précision de cette mesure dépendra du type de capteur mis en oeuvre et de son étalonnage. Il est courant de trouver une précision de l'ordre de 1 %.

Deuxièmement, nous avons supposé les frottements négligeables. Nous verrons dans le paragraphe suivant l'influence de ceux-ci sur l'estimation. Nous savons déjà que l'introduction des frottements n'influence pas la méthode externe, mais bien la méthode interne. Comme les frottements sont difficiles à identifier (car très variable dans le temps et dans l'espace), la méthode interne ne peut donc qu'être défavorablement influencée.

Ces deux commentaires nuancent les résultats de simulation. Sans tenir compte des effets liés aux particularités des mesures de Q_a et Q_r et aux frottements, les deux approches

donnent des précisions similaires. Dans la pratique, ces deux effets ne peuvent être oubliés et la méthode d'estimation externe doit donc conduire à de meilleures précisions.

b) Influence des frottements sur l'identification interne

Nous désirons maintenant étudier grâce à une simulation l'influence des frottements articulaires sur l'estimation des paramètres barycentriques. Reprenons l'exemple du paragraphe précédent et introduisons les frottements dans son modèle dynamique.

Dans l'état actuel de la technologie, toutes les articulations des manipulateurs (qu'elles soient rotoïdes ou prismatiques) sont composées de roulements à billes. Par conséquent, la source principale de frottement est la résistance au roulement. Dans ce cas, Becquet a montré (Becquet 87) que les frottements visqueux peuvent être considérés comme négligeables, seuls les paramètres de frottement sec sont à prendre en compte.

La loi de Coulomb indique que la résistance au glissement est proportionnelle à la force normale appliquée entre les deux surfaces, et à un coefficient caractérisant la nature des deux surfaces. La force généralisée associée au frottement sec s'écrit sous la forme (voir fig. 5.6):

$$F_f = \epsilon_f |N| \operatorname{sgn}(\dot{q}) \quad (5.19)$$

avec: N la force normale appliquée entre les surfaces

ϵ_f le coefficient caractérisant la nature des deux surfaces

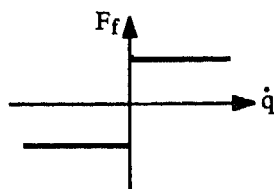


fig.5.6 Modélisation du frottement sec.

Ce type de frottement est délicat à introduire dans les modèles car il est *non linéaire*. De plus, la modélisation n'est évidemment valable qu'en régime permanent, elle ne s'applique donc pas aux phases de démarrage et d'arrêt. On préconise alors parfois l'emploi d'une zone neutre de part et d'autre de la vitesse nulle où le frottement ne change que si la vitesse a dépassé un certain seuil.

Une autre difficulté réside dans l'évaluation de l'effort normal N . Cet effort dépend entre autre de la charge. Dans ses travaux, M. Becquet a montré que le produit $\epsilon_f |N|$ pouvait être considéré comme constant pour une articulation donnée. En effet, les efforts liés à la précontrainte des articulations ont une importance primordiale par rapport aux autres efforts (présence de la charge, ...). Le modèle (5.19) peut donc se réécrire plus simplement:

$$F_f = c_f \operatorname{sgn}(\dot{q}) \quad (5.20)$$

Introduisons l'expression (5.20) dans le modèle dynamique du manipulateur:

$$\begin{pmatrix} \varphi_d & \text{sgn}(\dot{q}^1) & \text{sgn}(\dot{q}^2) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \delta_d \\ c_f^1 \\ c_f^2 \end{pmatrix} = Q_s \quad (5.21)$$

avec: δ_d défini par la formule (4.60)

φ_d défini par la formule (4.61)

Principe de la simulation:

- 1) Soit un jeu de paramètres barycentriques (δ_d) et de frottement c_f^i fixés, pour une trajectoire quelconque, on calcule les forces généralisées dans les articulations Z_d .
- 2) A partir de Z_d calculé, sur base d'un modèle imparfait (où l'on a négligé les frottements) on identifie les paramètres barycentriques δ_d^* .
- 3) On compare les valeurs de δ_d et de δ_d^* pour évaluer l'influence des frottements.

Influence de la trajectoire:

Comme premier exemple de trajectoire, prenons celle proposée à la figure 5.6 (traj_1). Cette trajectoire est très particulière car elle est constituée d'un mouvements aller-retour. De ce fait la moyenne sur toute la trajectoire de la fonction $\text{sgn}(\dot{q})$ est nulle. Comme de plus, les colonnes de la matrice ϕ sont indépendantes les frottements peuvent être interprétés comme des générateurs de bruit blanc indépendant et de moyenne nulle. Dans ce cas, l'estimation n'est pas biaisée par les frottements, seul l'écart-type de l'erreur d'estimation est influencé.

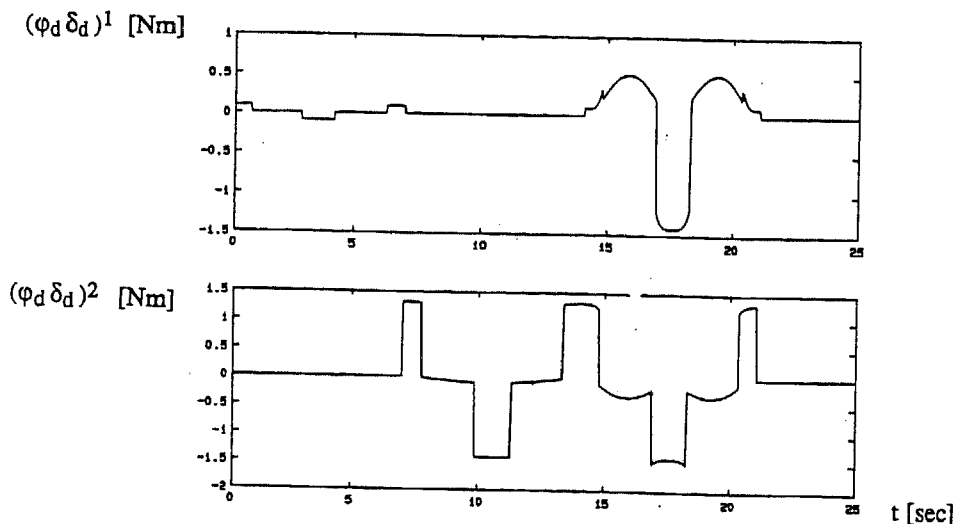


Fig. 5.6 Couples actionneurs sans frottement

Les figures 5.7 et 5.8 représentent les couples articulaires simulés pour cette trajectoire traj_1 avec et sans frottement. Pour les actionneurs du robot APRA, le constructeur annonce un frottement moteur inférieur à 0.01 Nm, (soit 4 Nm après réduction (1/400)). Cette valeur est bien en deçà de la réalité car elle ne tient pas compte des autres sources de frottement dans les transmissions. Nous l'avons néanmoins choisie comme base pour nos simulations.

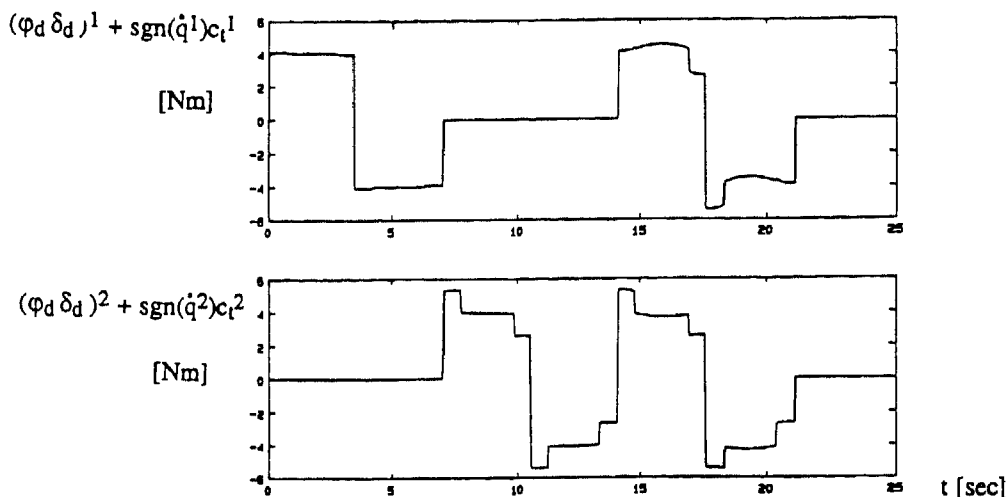


Fig . 5.7 Couples articulaires avec frottement

L'estimation est bien évidemment influencée par le choix de la trajectoire d'essai. Comparons alors les résultats obtenus pour la trajectoire traj_1 (aller-retour) avec une autre trajectoire traj_2 , par exemple en reprenant traj_1 entre les instants $t_0 = 13.7\text{sec}$ et $t_{\text{fin}} = 17.3\text{sec}$, la fonction $\text{sgn}(\dot{q})$ n'est plus de moyenne nulle sur cet échantillon. Le frottement ne peut donc plus être assimilé à un bruit blanc. Et par conséquent, l'estimation est biaisée. Nous présentons dans le tableau 5.3 les résultats de simulation.

δ_d	Théorique	traj_1	traj_2
mb_z^2	0.010	0.0103 ± 0.0280	-0.5682 ± 0.0539
$K_{zz}^1 + K_{zz}^2$	0.117	0.1005 ± 0.3970	-0.9284 ± 1.4500
K_{xx}^2	1.654	1.6635 ± 0.3882	4.5149 ± 1.0172
K_{xz}^2	0.0001	-0.0404 ± 0.3127	1.1139 ± 1.2662
$K_{yy}^2 - K_{zz}^2$	1.656	1.6715 ± 0.5819	2.7259 ± 1.3846

tableau 5.3 Simulation de l'influence des frottements sur l'estimation de δ_d

Pour la trajectoire traj_1 , les frottements influencent peu l'estimation, seule la confiance en l'estimation est affectée. Par contre, pour la trajectoire traj_2 , l'estimation est fortement biaisée (et cela même pour de faibles valeurs de frottement).

Nous venons une nouvelle fois de mettre en évidence l'importance de la trajectoire pour un problème d'estimation. Si le choix d'une trajectoire aller-retour permet de négliger, dans une certaine mesure, les frottements dans la modélisation, ce n'est plus vrai pour des trajectoires quelconques. Par conséquent, les frottements doivent être identifiés conjointement aux paramètres barycentriques. Ceci constitue un double désavantage. Premièrement, on augmente le nombre de paramètres à identifier. Deuxièmement, les frottements étant peu reproductibles, très variables au cours du temps et par conséquent difficiles à modéliser et à identifier précisément, on pénalise la précision d'estimation des paramètres barycentriques.

5.4. Conclusions

Nous avons exposé dans ce chapitre les fondements des méthodes d'estimation interne et externe. Si la première approche est bien connue de la littérature, il n'en est pas de même de la seconde. Celle-ci est une approche originale basée sur l'utilisation du modèle de réaction inverse et sur la mesure des réactions à la base du manipulateur. Nous avons montré que pour une trajectoire excitante, elle permet d'estimer tous les paramètres barycentriques présents dans le modèle dynamique utilisé pour la commande.

Ses principaux avantages par rapport à la méthode interne sont l'absence des termes de frottements dans les équations du modèle et l'utilisation d'un dispositif de mesure externe pouvant être de très haute précision. Ceci nous permet d'identifier les paramètres barycentriques avec une bonne précision. Ses désavantages sont d'une part la complexité supérieure du modèle d'estimation, et d'autre part, la nécessité du dispositif extérieur de mesure.

Une simulation numérique, pour un modèle sans frottement, nous a montré que la taille du modèle ne nous empêche pas d'obtenir de bonnes précisions d'estimation comparables à celle de l'estimation interne. Une autre simulation nous a montré que l'on ne peut se passer d'estimer les frottements dans la méthode interne. L'approche externe semble donc plus performante pour estimer les paramètres barycentriques.

Les méthodes interne et externe sont loin d'être concurrentes. Nous verrons au chapitre sixième qu'au contraire elles sont complémentaires. La méthode externe doit obligatoirement s'exécuter hors ligne (dispositif externe et temps de calcul) et permet d'identifier des paramètres barycentriques qui sont invariables dans le temps. La méthode interne quant à elle peut s'exécuter en ligne ou hors ligne (mesures internes). Si l'on suppose les paramètres barycentriques estimés par la méthode externe, par exemple à la réception du manipulateur, la méthode interne peut alors servir à identifier les paramètres variables que sont les frottements et la charge. Etant donné la nature des paramètres restant à estimer, le modèle devient très simple et dès lors, l'estimation peut être effectuée en temps réel.

Chapitre 6

Expérimentation sur le PUMA 562

6.1. Introduction

Aux chapitres précédents, nous avons développé la théorie relative aux méthodes d'estimations interne et externe. Nous avons terminé ces chapitres en donnant un certain nombre d'exemples et de simulations. Nous désirons maintenant mettre ces méthodes en oeuvre sur des cas réels.

Notre attention s'est portée sur deux types de manipulateurs. Le premier cas d'étude, un manipulateur à un seul degré de liberté, nous permet de valider et de comparer les deux approches sur un cas simple facile à interpréter. Par contre, l'identification sur un robot industriel de type PUMA 562 (Unimation) nous donne un cas réaliste d'application.

Dans le choix du dispositif expérimental, nous avons été guidés par un souci d'uniformisation et de simplicité de réalisation. C'est pourquoi nous nous sommes tournés vers un dispositif *unique et externe* des mesures de position articulaire, couple actionneur et effort de réaction. Cela bien que des mesures de position articulaire soient disponibles "en standard" sur la plupart des manipulateurs. Le dispositif de mesures nous permet ainsi d'appliquer indistinctement les deux méthodes d'estimation. La mesure interne des positions articulaires est réaliste mais plus difficile à mettre en oeuvre car elle demande une bonne connaissance préalable de l'armoire de commande. Enfin, comme nous ne désirons pas faire rétroagir les valeurs estimées sur la commande du manipulateur (ce qui n'est pas l'objectif de nos travaux), une estimation en temps réel perd tout son sens, nous préférons alors appliquer nos méthodes *hors ligne*.

Le dispositif de mesure est composé de trois sous-ensembles. Le premier, mesure les couples des actionneurs, le deuxième, les efforts de réaction à la base du manipulateur et enfin le troisième, les positions, vitesses et accélérations des articulations. C'est sans conteste la troisième famille de mesure qui est la plus difficile à réaliser. Par conséquent, nous commencerons ce chapitre en discutant du choix d'un dispositif permettant de mesurer les positions articulaires. Ce choix réalisé, nous décrirons les deux autres dispositifs permettant de mesurer les couples actionneurs et les efforts de réaction. Ensuite, nous passerons à l'expérimentation proprement dite sur les deux manipulateurs.

6.2. Dispositif de mesure

6.2.1. Choix du dispositif de mesure des positions articulaires

a) Spécifications

Dans l'éventail des dispositifs de mesure de position, il nous faut faire un choix en fonction de nos besoins. Commençons par exprimer nos desideratas.

Nombre de points cibles:

Les dispositifs de mesure externe sont tous basés sur la mesure de la position d'un (ou de plusieurs) points cibles placés sur le manipulateur. Pour en déduire les positions articulaires, deux méthodes sont possibles. La première consiste à mesurer la position et l'orientation d'un point placé sur l'organe terminal (par exemple le Tool Center Position). Grâce au modèle géométrique inverse il est alors possible de calculer les positions articulaires. La deuxième méthode est plus simple à mettre en œuvre car elle calcule directement les positions articulaires à partir de la position de deux points placés sur les segments. Chaque segment est caractérisé par la droite définie par ces deux points.

Le choix de la méthode est dicté par le dispositif de mesure. La mesure de la position d'un seul point est insuffisante pour un manipulateur à six degrés de liberté, mais peut être suffisante pour un manipulateur à trois degrés de liberté. Il existe peu de dispositifs permettant de mesurer simultanément la position de plusieurs points. Il en est de même pour la mesure simultanée de la position et de l'orientation.

Trajectoire de mesure:

Il faut pouvoir mesurer une trajectoire quelconque. Certains dispositifs ne mesurent que des erreurs autour d'une trajectoire spécifique (par exemple rectiligne). Ce type de dispositif est applicable pour une validation mais pas pour une estimation. En effet, la trajectoire rectiligne n'est pas toujours suffisamment riche car elle n'engendre pas des amplitudes de débattement suffisantes pour les articulations. De plus, les erreurs par rapport à la trajectoire théorique peuvent être très importantes et dès lors impossibles à mesurer.

Mesure sans contact:

La mesure doit impérativement se faire sans contact sous peine de modifier le comportement du manipulateur (déformations élastiques, jeux,...).

Précision:

Dans le cas de l'étalonnage géométrique d'un manipulateur (voir chapitre 1), on recherche une bonne précision sur les caractéristiques estimées (par exemple : ± 0.01 mm sur les

longueurs), les mesures de positions articulaires doivent donc être de grande précision. Par contre, dans le cas de l'estimation des paramètres dynamiques, on espère une précision globale sur les paramètres estimés de l'ordre du centième. De plus, outre les mesures de positions, on a besoin des mesures de couples moteurs et/ou des efforts de réactions, qui sont précises à $\pm 1\%$ (cfr § 6.2.2). Par conséquent, une précision de $\pm 0.1\%$ sur les positions articulaires nous semble suffisante.

Espace de mesure:

L'espace de mesure doit couvrir une part suffisante de l'espace de travail du robot. Il faut pouvoir mesurer de grands débattements articulaires (au moins 90° pour une articulation rotoïde).

Fréquence d'acquisition:

Pour nos mesures dynamiques, nous avons besoin d'une fréquence d'acquisition élevée. A titre d'exemple, prenons le cas du manipulateur PUMA 562. Ce manipulateur est commandé par une loi de type bang-bang ayant une durée de phase d'accélération de 0.168 sec. Si l'on veut calculer l'accélération par dérivation numérique de la position, il nous faut suffisamment de points de mesure durant cette phase d'accélération. En pratique, la fréquence d'acquisition doit être au moins supérieure à 100 Hz (voir § 6.3). Les mesures de type statique sont évidemment à proscrire pour notre application.

Bande passante:

La bande passante doit être la plus grande possible pour permettre des mesures à vitesses élevées (les plus riches en information).

b) Quelques dispositifs de mesure disponibles

Système à cube de référence (Lombard 83)

Ce dispositif est préconisé par la norme NF E61-104 pour la mesure de la répétabilité des manipulateurs. Son principe est le suivant: l'instrumentation est constituée d'une série de trièdres mâles (cube) placés dans l'espace de travail du robot. A l'extrémité du manipulateur est fixé un trièdre femelle muni d'au moins six capteurs de déplacement sans contact.

Pour chaque trièdre mâle, le manipulateur peut mesurer son erreur de position et d'orientation, pour autant que l'on connaisse de manière précise la position du trièdre mâle.

Ce dispositif est très bien adapté aux mesures de répétabilité. Comme il se limite à des mesures statiques, il ne convient pas à notre application.

Suivi de trajectoire (Becquet 87)

Le principe de ce type de dispositif est de mesurer l'écart de position par rapport à une trajectoire donnée (par exemple une droite). Le banc de mesure est alors caractérisé par une mesure du déplacement longitudinal (par exemple 1 m) et des deux déplacements transversaux (limités à quelques millimètres).

Ce type de dispositif peut avoir une bonne précision (0.1 mm dans le sens longitudinal et 0.01 mm dans les directions transversales). Cependant, la trajectoire de mesure n'est pas toujours suffisamment excitante, cf chapitre 5, (en particulier les débattements articulaires ne sont pas toujours assez grands), ce qui limite ce dispositif à des essais de validation, en excluant son utilisation à des fins d'estimation.

Remarquons qu'il existe des variantes de ce dispositif de mesures pour des trajectoires planes.

Triangularisation par câbles (Payannet 85), (Raucent 85)

Le principe de la méthode est de mesurer la distance d'un point par rapport à trois points de références. Pour ce faire, on utilise trois câbles enroulés sur des tambours. La longueur des câbles est mesurée par l'intermédiaire de la position angulaire des tambours (par synchro résolveur, potentiomètre, codeur, ...).

Cette méthode a pour avantage la simplicité et la facilité de mise en œuvre. Elle possède néanmoins quelques limitations. Premièrement, chaque câble est muni d'un ressort de rappel. Celui-ci peut introduire des oscillations qui limitent la vitesse de déroulement des câbles et par conséquent la vitesse du manipulateur. De plus, le point de mesure est soumis à des forces extérieures qui peuvent entraîner des déformations dans le manipulateur et donc, perturber les mesures.

Deuxièmement, les câbles doivent rester rectilignes (pas de contact avec un segment du robot ou avec l'environnement). Cette exigence limite les trajectoires du manipulateur (en particulier les débattements) et exclut la mesure simultanée de plusieurs points (plus le nombre de fils est important, plus le risque de contact entre fils est grand). La mesure de l'orientation est donc également difficile à réaliser.

Ultra Son

Une alternative à la triangularisation par câbles consiste à utiliser trois microphones pour mesurer la position d'un émetteur ultra son embarqué sur le manipulateur. Cette méthode souffre d'un manque de précision dû à la variation de la vitesse de propagation en fonction de l'humidité relative et de la température de l'air ambiant. Il est donc impératif de recourir à un étalonnage en utilisant une source étalon de caractéristiques et de position connues. En outre, la précision est affectée par des réflexions parasites de l'onde ultra sonore sur les segments du robot et sur l'environnement. Ce phénomène de réflexion est très difficile à maîtriser.

Laser tracking (Gilgy 82)

Le principe de cette mesure est de contrôler en permanence les angles d'émissions d'un rayon laser et les angles d'un miroir cible, placé sur le robot, pour renvoyer le rayon sur un récepteur fixe. La position du miroir cible est calculée par les angles d'incidences du rayon à la source et la distance source cible (mesurée par interférométrie).

Ce système semble promis à un bel avenir grâce à la précision et à la bande passante élevée (permettant de haute vitesse de déplacement) qu'il possède. Malheureusement, ce genre de dispositif est encore très coûteux et difficile à mettre en œuvre. On peut considérer qu'il est encore au stade expérimental.

Caméras (Brown 81)

L'utilisation de deux caméras CCD permet par stéréovision de positionner un point dans l'espace. Cette technique souffre de deux inconvénients majeurs. Premièrement, la résolution des caméras CCD ne dépasse pas 1000×1000 ce qui compte tenu des inévitables erreurs (défaut des lentilles, erreur de calibration etc ...) reste insuffisant pour nos essais. Deuxièmement, cette solution pose un problème de stockage et de traitement de l'information. En effet, chaque image représente un million de pixels, soit pour une fréquence d'acquisition de 100 Hz, 100 millions de pixels par seconde ! Remarquons qu'à cette fréquence, il est impossible de condenser l'information avant son stockage. De plus, si l'on veut mesurer la position de plusieurs cibles, il faut recourir à l'utilisation de plusieurs couleurs qui ne sont pas toujours faciles à distinguer.

Pour pallier ces inconvénients, une alternative intéressante a été mise au point par la société SELSPOT (Selspot AB). Elle est basée sur l'utilisation de cibles émettrices et de caméras spécifiques qui ne stockent que les coordonnées des cibles. Ce système a en outre d'autres avantages que nous décrivons dans le paragraphe suivant. Nous citons simplement: une résolution de 4096×4096 , une fréquence d'acquisition maximale de 5 000 Hz, une insensibilité à la lumière ambiante, des logiciels de calibration et traitements disponibles, etc ..

Vu ses multiples avantages, c'est ce dispositif de mesure que nous avons choisi.

6.2.2. Dispositif expérimental

Le schéma général de mesure est présenté à la figure 6.1. Toutes les fonctions illustrées sont effectuées grâce au système SELSPOT.

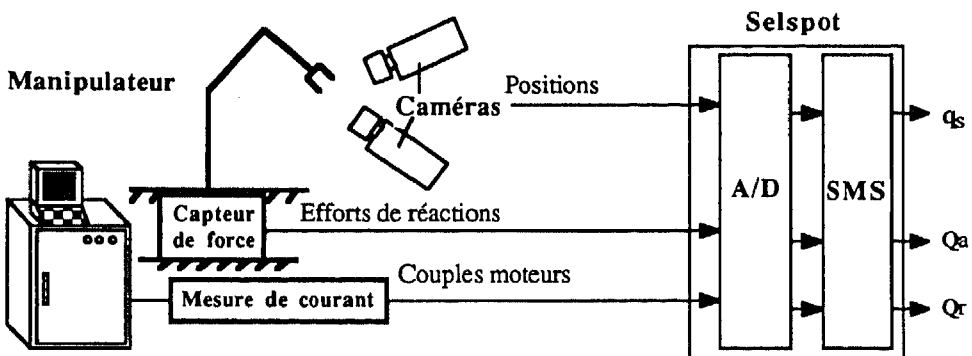


fig. 6.1 Dispositif expérimental

a) Dispositif de mesure SELSPOT

Les éléments principaux de ce système sont (voir fig 6.1): premièrement, des **LEDs** (Light Emitting Diode) infrarouges collées sur les segments dont on veut mesurer les déplacements. Ces LEDs sont au nombre de deux par corps et s'allument séquentiellement. Deuxièmement, deux **caméras 2 dimensions (2D)** sensibles à l'infrarouge (SITECK Laboratories) mesurent la position du centre du faisceau émit par les LEDs. Troisièmement, une interface permet de synchroniser la

séquence d'allumage des LEDs et la séquence de mesure des caméras. Quatrièmement, un micro ordinateur MDX-11 (Scientific Micro System) stocke les mesures (digitalisées) sur son disque Winchester et effectue le prétraitement.

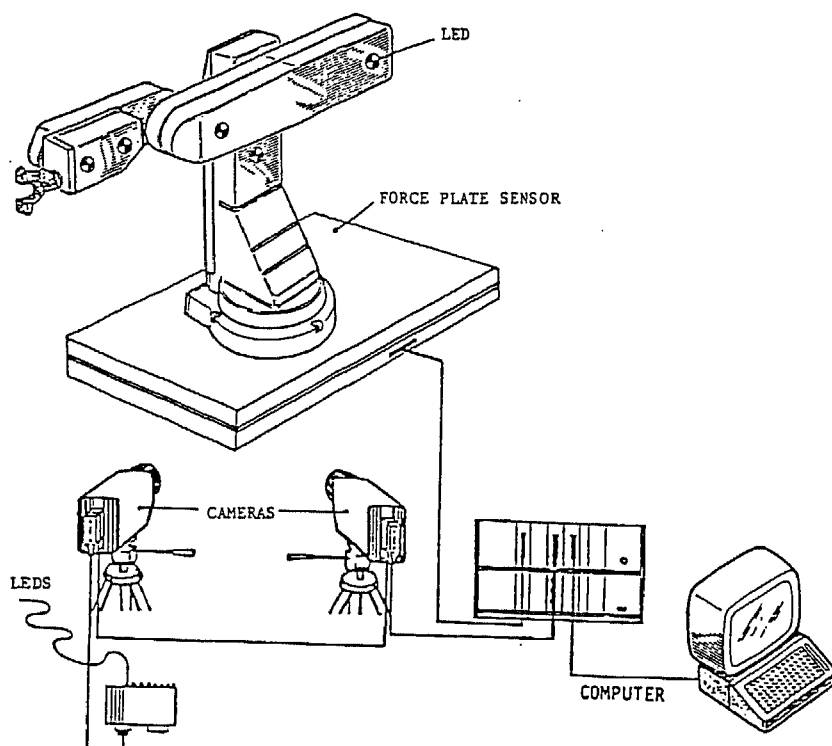


fig. 6.2 Le système de mesure SELSPOT

La procédure de mesure est précédée d'un étalonnage du système grâce à la disposition dans le champs des caméras d'une pyramide de calibration (aux dimensions connues). Cette procédure permet de générer les matrices de transformation qui par la suite convertiront les fichiers 2D (fournis par les caméras) en un fichier 3D. La redondance d'informations dans les fichiers caméra (4 paramètres pour définir un point de l'espace) est utilisée pour affiner la précision de la transformation. La position de chaque LED est ainsi connue dans l'espace (à la fréquence d'acquisition voulue). De ces positions, on déduit par calcul les positions articulaires des segments (q_s). Par la suite, les vitesses ($\dot{q}_s$) et les accélérations ($\ddot{q}_s$) sont obtenues par dérivation numérique.

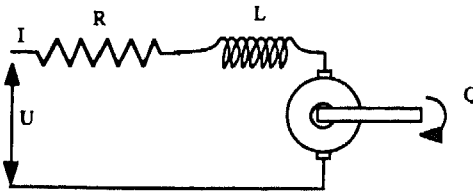
Un essai sur un Mouton-Pendule (dont les caractéristiques dynamiques sont parfaitement connues) nous a permis de vérifier les performances annoncées par le constructeur. La résolution du système est de $\frac{1}{4096}$ et la précision absolue est de 0.2 % de l'espace de mesure. La fréquence maximale de mesure est de 5 000 Hz pour deux caméras et une LED.

Ajoutons à cette description sommaire qu'une carte de conversion Analogique/Digitale permet d'acquérir des signaux analogiques en même temps que les positions des LEDs.

b) Mesure des efforts internes

Pour la mesure du couple d'un moteur à courant continu et à induit permanent (dont est muni le robot Puma) il suffit de mesurer le courant d'alimentation. En effet, ce type de moteur a comme caractéristique principale de fournir un couple quasiment indépendant de la position et de la vitesse du moteur mais proportionnel -en première approximation- au courant d'alimentation.

Soit le circuit simplifié d'un moteur à courant continu et à induit permanent présenté à la figure 6.3.



avec u la différence de potentiel [V]
 i le courant d'alimentation [A]
 R la résistance du moteur [Ω]
 L l'inductance de moteur
 k_c la constante de couple en [$\frac{Nm}{A}$]
 k_v la constante de vitesse en [$\frac{V \text{ sec}}{m}$]

fig. 6.3 Circuit simplifié d'un moteur à courant continu et à induit permanent

L'équation électrique de ce type de moteur est:

$$u(t) = Ri(t) + L \frac{di(t)}{dt} + k_v \dot{q}_a(t) \quad (6.1)$$

L'équation mécanique est:

$$Q_a(t) = J \frac{\dot{q}_a(t)}{dt} \quad (6.2)$$

avec pour un induit permanent la relation:

$$Q_a(t) = k_c i(t) \quad (6.3)$$

La relation 6.3 est entachée d'un certain nombre d'erreurs. Sans entrer dans les détails, nous en citons quelques unes. Premièrement, le matériau composant l'aimant (par exemple la Ferrite) peut entraîner des nonlinéarités importantes. Les aimants en terre rare n'ont pas ce désavantage. Deuxièmement, il existe une certaine dispersion dans la magnétisation des aimants pour une même classe de moteurs. De plus, celle-ci peut varier au cours de la vie du moteur (un courant d'induit trop important peut démagnétiser un aimant). A titre d'exemple, les constructeurs estiment généralement que l'on ne peut dépasser sans risque de démagnétisation un courant d'induit supérieur à 10 fois le courant nominal pour des moteurs Samarium-Cobalt (cette limite dépend de chaque type de moteur). Remarquons encore que seuls les moteurs à aimants terres

rare, Cobalt et Ferrite peuvent être démontés et remontés à volonté sans devoir remagnétiser leurs aimants. Troisièmement, une élévation de la température a tendance à diminuer la constante de proportionnalité.

Tous ces défauts confondus nous conduisent à une imprécision de l'ordre de $\pm 10\%$. Si l'on étalonne chaque moteur séparément afin d'éviter la dispersion due au magnétisme on peut descendre cette valeur à $\pm 3 \dots 4\%$. Cet étalonnage peut s'effectuer facilement sur un banc d'essai ou par identification du moteur monté sur le robot. La première méthode est réservée au constructeur et est contraire à nos objectifs car il faut démonter le moteur. La deuxième suppose les autres paramètres caractérisant le robot connu. Par conséquent, elle doit être précédée d'une étape d'estimation des paramètres barycentriques. Nous parlerons plus longuement de ce point dans le paragraphe 6.5.1.b.

Mesure du courant sur le PUMA 562

Le courant est mesuré par un diviseur de courant de type LEM LT 100-P (Liaison Electroniques Mecaniques SA Genève) fonctionnant sur le principe de la compensation du champs magnétique. Ces diviseurs sont placés sur les câbles d'alimentation des actionneurs à la sortie des cartes de puissance (cette méthode ne demande aucune connaissance a priori de ces cartes). Le courant ainsi mesuré est converti en tension avant d'être digitalisé par la carte de conversion du système Selspot.

c) Mesure des efforts de réactions

Les efforts de réactions sont mesurés en plaçant le manipulateur sur une plate-forme de force KISTLER 9281 B21 (Kistler Instrumente AG). Cette plate-forme est munie aux quatre coins de capteurs de forces piézzo-électrique à trois composantes. En combinant et en amplifiant les douzes sorties grâce à des amplificateurs de charge de type 5001 (Kistler), on calcule les trois composantes de couples et de forces à la base du manipulateur. L'erreur de mesure est inférieure à 1 %. Un schéma de cette plate-forme est présenté à la figure 6.4.

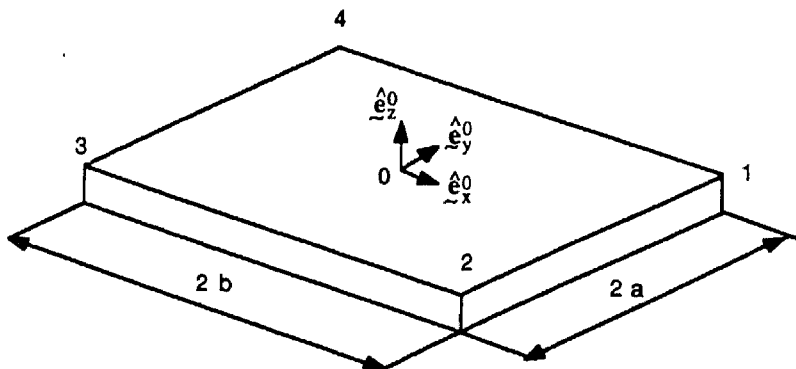


Fig. 6.4 Plate -forme de force Kistler 9281 B21

Le calcul des efforts de réactions est réalisé au moyen des formules suivantes:

$$Q_r = \begin{pmatrix} L_x^0 \\ F_x^0 \\ L_y^0 \\ F_y^0 \\ L_z^0 \\ F_z^0 \end{pmatrix} \quad (6.4)$$

avec

$$F_x^0 = F_x^1 + F_x^2 + F_x^3 + F_x^4$$

$$F_y^0 = F_y^1 + F_y^2 + F_y^3 + F_y^4$$

$$F_z^0 = F_z^1 + F_z^2 + F_z^3 + F_z^4$$

$$M_x^0 = a (F_z^1 - F_z^2 - F_z^3 + F_z^4)$$

$$M_y^0 = b (-F_z^1 - F_z^2 + F_z^3 + F_z^4)$$

$$M_z^0 = a (-F_x^1 + F_x^2 + F_x^3 - F_x^4) + b (F_y^1 + F_y^2 - F_y^3 - F_y^4)$$

et les valeurs numériques :

$$a = 120 \text{ mm}$$

$$\frac{a}{b} = 0.6$$

L'utilisation de capteurs *piézzo-électrique* permet de couvrir une grande gamme de mesure. Mais ce type de senseur ne mesure que des variations de forces. Pour mesurer les composantes continues, on charge des capacités (inclues aux amplificateurs). Des essais nous ont montré que la dérive est lente (pour des durées de mesure de 20 sec, l'effet de la dérive est inférieure à 1 %). Entre chaque essai il faut décharger les capacités. On mesure ainsi la différence entre les efforts de réactions instantanés et les efforts de réactions initiaux (correspondants au début de chaque essai).

$$Q_m = Q_r - Q_0 \quad (6.5)$$

avec:

$$\begin{array}{ll} Q_m & \text{le vecteur des efforts de réactions mesurés à chaque instant} \\ Q_0 & \text{le vecteur des efforts de réactions initiaux mesurés en } t = 0 \end{array}$$

Pour des raisons évidentes de facilité, nous supposons que la position initiale est statique. C'est-à-dire que le robot est immobile en $t = 0$. Le vecteur Q_0 est alors uniquement fonction des masses, des vecteurs barycentriques et des positions initiales q_{s0} .

$$Q_0 = \varphi_{0u}(q_{s0})\delta_{ru} + \varphi_{0k}(q_{s0})\delta_{rk} \quad (6.6)$$

Le modèle d'estimation (5.15) devient alors:

$$(\varphi_{ru}(q_s, \dot{q}_s, \ddot{q}_s) - \varphi_{0u}(q_{s0}))\delta_{ru} = Q_m - (\varphi_{rk}(q_s, \dot{q}_s, \ddot{q}_s) - \varphi_{0k}(q_{s0}))\delta_{rk} \quad (6.7)$$

Les matrices φ_{0u} et φ_{0k} sont constantes puisqu'elles ne dépendent que des positions initiales. A titre d'exemple, nous présentons ces deux matrices pour le manipulateur APRA présenté au paragraphe 3.4 c et 6.3.2 (avec φ_{ru} donné par la formule (6.11) et φ_{rk} par la formule (6.12)).

$$\varphi_{0u} = \begin{pmatrix} -g \cos(q_0^1) \sin(q_0^2) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & g \sin(q_0^1) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -g \sin(q_0^1) \sin(q_0^2) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -g \cos(q_0^1) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & g & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (6.8)$$

$$\varphi_{0k} = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (6.9)$$

Dans ce cas particulier, les actionneurs sont des moteurs rotatifs dont les masses sont reportées sur les segments porteurs, par conséquent, il est normal que la matrice φ_{0k} soit nulle. Plus généralement, nous remarquons que grâce à φ_{0u} la masse totale du système n'apparaît plus dans les équations d'estimation. C'est donc un paramètre en moins à estimer.

6.3. Traitement du signal (Filtrage et dérivation)

Le choix de la fréquence d'acquisition, du type de filtre et de dérivateur est conditionné par un certain nombre de critères:

Fréquence d'acquisition:

Le choix de la fréquence d'acquisition est basé sur les caractéristiques du signal. Nous avons choisi pour nos mesures le mode de programmation articulaire (permettant de grandes vitesses et de grands débattements articulaires). La loi de commande du PUMA est de type bang-bang. Par conséquent, les accélérations sont toujours nulles sauf durant les **phases d'accélération** et de **décélération** (d'une durée de 0.168 secondes). Le signal est le plus riche durant ces phases, il faut donc disposer de suffisamment de points lors de ces phases, ce qui impose une fréquence d'acquisition au moins supérieure à 100 Hz.

Filtre:

Deux critères sont à prendre en ligne de compte pour déterminer la fréquence de coupure des filtres passe-bas.

Avant de digitaliser un signal, il faut le filtrer (analogiquement) *en dessous de la moitié de la fréquence d'acquisition* afin d'éviter les phénomènes de repliage fréquentiel (théorème de Shannon).

Dans tous nos développements, nous avons toujours supposé les articulations et les segments idéaux c'est-à-dire rigides (sans flexibilité). Si l'on veut éviter que le signal ne soit influencé par les *souples*, il faut le *filtrer en-dessous du premier mode propre de vibration* du manipulateur, soit environ 20 Hz pour le PUMA 562. A titre d'exemple, nous présentons à la figure 6.5 la transformée de Fourier rapide du couple d'un moteur mesuré lors d'un essai dont la trajectoire est présentée à la figure 6.8. Sur cette figure se dégage clairement le premier mode propre de vibration du manipulateur (approximativement 20 Hz).

Dérivateur:

L'obtention des vitesses et des accélérations par voie numérique est, malgré le nombre d'algorithmes disponibles, toujours délicate. L'usage d'un **dérivateur** d'ordre élevé conduit à un lissage et à une sous-évaluation des dérivées, ce qui peut conduire à une sur-évaluation des paramètres.

Finalement, après divers essais, nous avons choisi le schéma de traitement des mesures présenté à la figure 6.6. La fréquence d'acquisition est de 200 Hz. Les mesures des couples moteurs et des efforts de réactions sont filtrés analogiquement à 10 Hz. Comme, le système de mesure des positions articulaires (Selspot) est "fermé" (non accessible), on ne peut pas choisir la fréquence de coupure du filtre. Afin de ne pas introduire de distorsion entre les mesures, nous filtrons les trois types de mesure numériquement à 10 Hz. Ensuite, nous calculons les vitesses et accélérations articulaires, sur base du dérivateur le plus simple qui soit:

$$\dot{q}(k) = \frac{q(k+1) - q(k-1)}{2\Delta t} \quad (6.10 a)$$

$$\ddot{q}(k) = \frac{q(k+1) - 2q(k) + q(k-1))}{(\Delta t)^2} \quad (6.10 b)$$

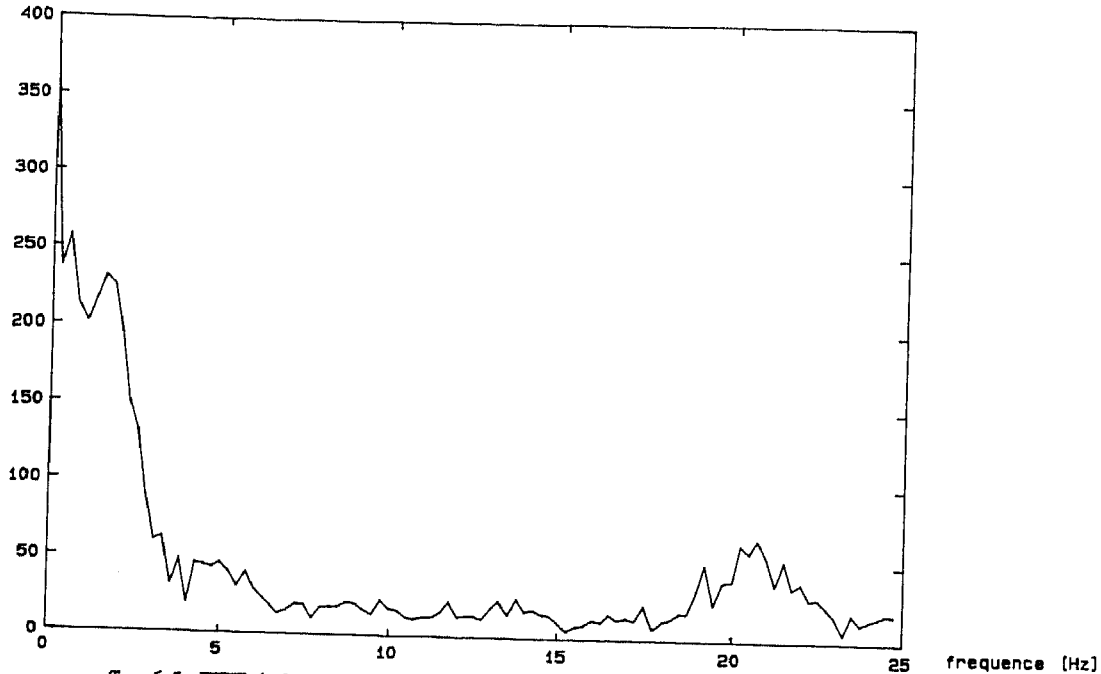


fig. 6.5 FFT de la mesure du couple moteur.

Enfin, après avoir calculé les dérivées, nous ne stockons qu'une mesure sur quatre pour limiter la taille des fichiers et le temps de calcul lors de la phase d'identification.

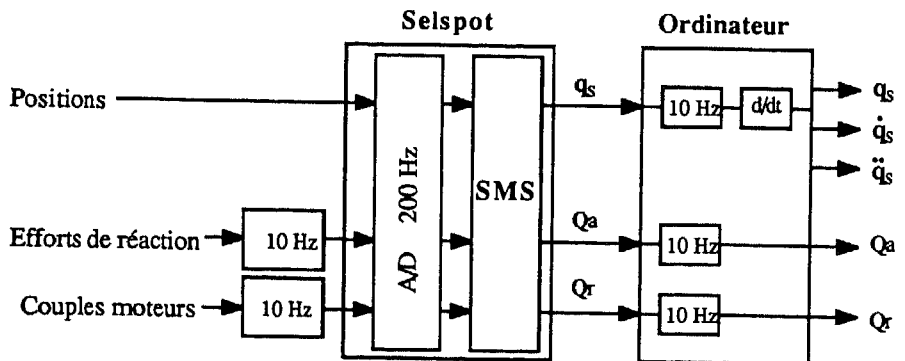


fig. 6.6 Schéma du traitement des mesures.

6.4. Estimation des paramètres

Les paramètres sont estimés par moindres carrés en utilisant la méthode de décomposition QR. Ce calcul s'effectue hors-ligne grâce au logiciel MATLAB (The Math Works, Inc) disponible sur station de travail (SUN, APOLLO,...). La théorie relative à l'estimation a été présentée au paragraphe 2.2.

6.5. Expérimentation

6.5.1. Manipulateur à un degré de liberté

Sur un manipulateur à un seul degré de liberté, nous allons comparer nos méthodes d'estimation. Le test que nous proposons est simple. On commence par identifier, par les deux méthodes, les paramètres barycentriques du système. Ensuite, on place une charge (de caractéristiques connues) à l'extrémité du segment. Comme cette charge n'a pas d'articulation propre, elle ne modifie pas formellement les équations dynamiques et seuls les paramètres barycentriques sont affectés. On procède alors à l'identification des paramètres du système composé du segment et de la charge. La différence entre les deux jeux de paramètres ainsi obtenus nous permet de retrouver les caractéristiques de la charge. Nous pouvons ainsi comparer les méthodes interne et externe.

a) Description du manipulateur

Soit le manipulateur à un degré de liberté, correspondant au dernier segment de manipulateur PUMA 562, représenté à la figure 6.7.

Définissons deux repères:

- 1) un repère inertiel $(\hat{x}^0)$ localisé sur la plate-forme de force sur laquelle est posée le manipulateur avec $\hat{x}_x^0$ et $\hat{x}_y^0$ décrivant le plan horizontal et $\hat{x}_z^0$ le vecteur vertical
- 2) un repère mobile $(\hat{x}^1)$ attaché au segment 1, avec $\hat{x}_y^1$ correspondant à $\hat{x}_y^0$ l'axe de rotation du segment et $\hat{x}_z^1$ aligné avec le segment. Ce repère est positionné par le vecteur

$$l^{01} = [\hat{x}^0]^t \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ l_z^{01} \end{pmatrix} \quad \text{avec } l_z^{01} = 1112 \text{ mm}$$

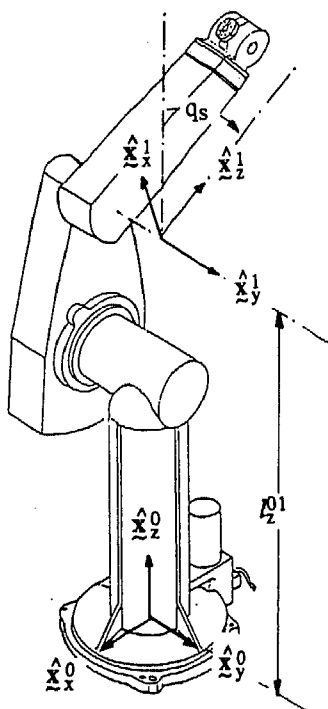


Fig. 6.7 Manipulateur à un degré de liberté

Le segment (1) est caractérisé par une masse m positionnée par le vecteur:

$$\underline{l}^{11} = [\hat{x}^1]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^{11} \\ l_z^{11} \end{pmatrix}$$

et son tenseur d'inertie rapporté au centre de masse:

$$\underline{J}^1 = \begin{pmatrix} J_{xx}^1 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^1 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^1 \end{pmatrix}$$

L'actionneur (segment 2) est caractérisé par son inertie $J^a = 0.0002 \text{ kgm}^2$ et la transmission par son rapport de réduction $n = -53,66$. La masse et les inerties transversales du moteurs sont reportées sur le châssis (voir § 4.2.2.).

Les paramètres barycentriques sont:

- masses barycentriques: $m^{11} = m^1$
 $m^{22} = 0$

- vecteurs barycentriques: $\underline{m}b^1 = [\hat{x}^1]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^{11}m^1 \\ l_z^{11}m^1 \end{pmatrix}$

$$\underline{m}b^2 = [\hat{x}^0]^t \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}$$

- tenseurs barycentriques: $K^1 = \begin{pmatrix} J_{xx}^1 + ((l_z^1)^2 + (l_y^1)^2)m^1 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^1 + (l_z^1)^2 m^1 & -l_y^1 l_z^1 m^1 \\ 0 & -l_y^1 l_z^1 m^1 & J_{zz}^1 + (l_y^1)^2 m^1 \end{pmatrix}$

$$K^2 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & J^a \end{pmatrix}$$

Soit une charge ponctuelle ayant les caractéristiques suivantes:

$m^m (= 3.87 \text{ kg})$ la masse de la charge

$\underline{l}^m = [\hat{x}^1]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^m \\ l_z^m \end{pmatrix}$ le vecteur caractérisant la position de la masse par rapport à l'articulation, ($l_y^m = 387 \text{ mm}$ et $l_z^m = 514 \text{ mm}$)

$$J^m = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Cette charge placée à l'extrémité du segment ne modifie que les paramètres barycentriques (notés *). Les équations des modèles correspondants à ce manipulateur * (robot + charge) se trouvent facilement en substituant dans les équations des modèles du robot sans charge les paramètres barycentriques * correspondants.

Soit les paramètres barycentriques du manipulateur avec charge:

- masses barycentriques: $m^{11*} = m^1 + m^m$
 $m^{22*} = m^{22} = 0$

- vecteurs barycentriques: $\underline{m}b^{1*} = \underline{m}b^1 + [\hat{x}^1]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^m m^m \\ l_z^m m^m \end{pmatrix}$

$$\underline{m}b^{2*} = \underline{m}b^2 = [\hat{x}^0]^t \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}$$

- tenseurs barycentriques: $\mathbf{K}^{1*} = \mathbf{K}^1 + \begin{pmatrix} ((l_z^{1m})^2 + (l_y^{1m})^2) m^m & 0 & 0 \\ 0 & (l_z^{1m})^2 m^m & -l_y^{1m} l_z^{1m} m^m \\ 0 & -l_y^{1m} l_z^{1m} m^m & (l_y^{1m})^2 m^m \end{pmatrix}$

$$\mathbf{K}^{2*} = \mathbf{K}^2 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & J^a \end{pmatrix}$$

Le modèle dynamique du manipulateur s'écrit:

$$\left(n K_{zz}^2 + \frac{1}{n} K_{yy}^1 \right) \ddot{q} - \frac{1}{n} m b_z^1 g \sin(q) + F_f = Q_a \quad (6.11)$$

avec: F_f le couple de frottement,
 q la position angulaire du segment.

Comme dans le paragraphe 5.3.3 b nous modélisons le frottement par du frottement sec (5.20). Dès lors, nous écrivons:

$$F_f = -\text{sgn}(\dot{q}) c_f$$

En regroupant les paramètres barycentriques et le paramètre de frottement, nous réécrivons le modèle (6.11):

$$\left(-\frac{1}{n} g \sin(q) \quad \frac{1}{n} \ddot{q} \quad -\text{sgn}(\dot{q}) \right) \theta_{du} = Q_a - \left(n \ddot{q} \right) \delta_{dk} \quad (6.12)$$

avec: $\delta_{du} = \begin{pmatrix} m b_z^1 \\ K_{yy}^1 \end{pmatrix}$

$$\theta_{du} = \begin{pmatrix} \delta_{du} \\ c_f \end{pmatrix}$$

$$\delta_{dk} = (K_{zz}^2)$$

Le modèle de réaction inverse s'écrit:

$$\begin{pmatrix} K_{yz}^1 \sin(q) \\ mb_z^1 \\ K_{yy}^1 + mb_z^1 l_z^{01} \cos(q) \\ 0 \\ K_{yz}^1 \cos(q) + nK_{zz}^2 \\ -mb_z^1 \sin(q) \end{pmatrix} \ddot{q} + \begin{pmatrix} K_{yz}^1 (\dot{q})^2 \cos(q) + mb_z^1 g \\ -mb_z^1 (\dot{q})^2 \sin(q) \\ -mb_z^1 (\dot{q})^2 l_z^{01} \sin(q) - mb_z^1 g \sin(q) \\ 0 \\ -K_{yz}^1 (\dot{q})^2 \sin(q) \\ -mb_z^1 (\dot{q})^2 \cos(q) + mg \end{pmatrix} = Q_r \quad (6.13)$$

$$\text{avec } Q_r = \begin{pmatrix} \text{Couple suivant } \hat{x}_x^0 \\ \text{Force suivant } \hat{x}_x^0 \\ \text{Couple suivant } \hat{x}_y^0 \\ \text{Force suivant } \hat{x}_y^0 \\ \text{Couple suivant } \hat{x}_z^0 \\ \text{Force suivant } \hat{x}_z^0 \end{pmatrix}$$

En tenant compte de la remarque énoncée au paragraphe 6.2.2.c relative à l'utilisation de capteurs piézo-électriques et en regroupant les paramètres, nous obtenons le modèle d'estimation externe:

$$\begin{pmatrix} 0 & 0 & \sin(q)\ddot{q} + \cos(q)(\dot{q})^2 \\ \ddot{q} - \sin(q)(\dot{q})^2 & 0 & 0 \\ l_z^{01} \cos(q)\ddot{q} - l_z^{01} \sin(q)(\dot{q})^2 & \ddot{q} & 0 \\ -g \sin(q) + g \sin(q_0) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \cos(q)\ddot{q} - \sin(q)(\dot{q})^2 \\ -\sin(q)\ddot{q} - \cos(q)(\dot{q})^2 & 0 & 0 \end{pmatrix} \delta_{ku} = Q_r - \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ n\ddot{q} \\ 0 \end{pmatrix} \delta_{rk} \quad (6.14)$$

$$\text{avec: } \delta_{ru} = \begin{pmatrix} mb_z^1 \\ K_{yy}^1 \\ K_{yz}^1 \end{pmatrix} \quad \text{et} \quad \delta_{rk} = \delta_{dk}$$

Les paramètres à identifier pour le manipulateur avec charge sont:

$$\theta_{du}^* = \begin{pmatrix} mb_z^{2*} \\ K_{yy}^{1*} \\ c_f \end{pmatrix} = \theta_{du} + \begin{pmatrix} l_z^{1m} m^m \\ (l_z^{1m})^2 m^m \\ 0 \end{pmatrix} \quad (6.15)$$

$$\delta_{ru}^* = \begin{pmatrix} mb_z^{1*} \\ K_{yy}^{1*} \\ K_{yz}^{1*} \end{pmatrix} = \delta_{ru} + \begin{pmatrix} l_z^{1m} m^m \\ (l_z^{1m})^2 m^m \\ -l_y^{1m} l_z^{1m} m^m \end{pmatrix} \quad (6.16)$$

b) Résultats expérimentaux

La trajectoire d'essai, après filtrage et dérivation est représentée aux figures 6.8. Sur cette trajectoire, nous avons procédé à des estimations internes et externes sur le manipulateur non chargé et chargé.

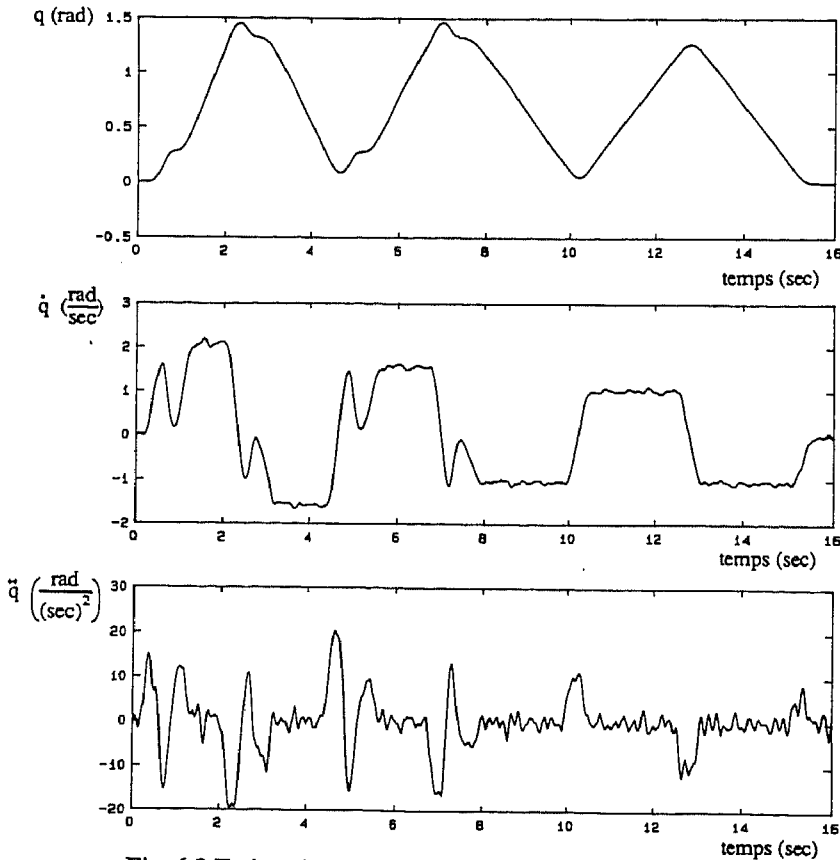


Fig. 6.8 Trajectoire d'essai (après filtrage).

Pour tous les paramètres identifiés, nous avons calculé (cfr § 2.3) les écarts-type. Il faut rester prudent sur l'interprétation de ces valeurs. En effet, elles nous informent sur l'ajustement

des paramètres estimés par rapport au modèle, mais pas sur le choix du modèle (pour une trajectoire particulière; les paramètres relatifs à un mauvais modèle pourrait être identifiés avec une bonne précision). Comme annoncé précédemment, nous ne nous intéressons qu'aux paramètres présents dans le modèle dynamique. L'ensemble des résultats d'estimation sont repris dans le tableau 6.1.

manipulateur sans charge

Paramètres	Identification Externe	Identification Interne
mb_z^1 [kgm]	0.912 ± 0.009	1.073 ± 0.016
K_{yy}^1 [kgm ²]	0.490 ± 0.016	0.406 ± 0.022
c_f [Nm]	/	0.089 ± 0.004

manipulateur avec charge (*)

Paramètres	Identification Externe	Identification Interne
mb_z^{1*} [kgm]	2.861 ± 0.033	3.139 ± 0.021
K_{yy}^{1*} [kgm ²]	1.543 ± 0.049	1.499 ± 0.032
c_f [Nm]	/	0.107 ± 0.007

tab. 6.1 Résultats d'estimation

Il apparait une différence assez importante entre les deux méthodes tant au point de vue des valeurs estimées que de leurs écarts-type.

En effectuant la différence entre les paramètres barycentriques estimés pour les manipulateurs avec et sans charge, on doit retrouver les valeurs théoriques de cette charge. On peut ainsi évaluer la précision des méthodes d'estimation.

Paramètres	Identification Externe	Identification Interne
$mb^{1*} - mb_z^1$ [kgm]	1.949	2.066
$m_z^{m/1m}$ théorique	1.989	1.989
erreur en %	2 %	3.9 %

Paramètres	Identification Externe	Identification Interne
$K_{yy}^{1*} - K_{yy}^1$ [kgm ²]	1.053	1.094
$m^m(I_m)^2$ théorique	1.026	1.026
erreur en %	2.5 %	6.6 %

tab. 6.2 Comparaison de la méthode interne et externe (* = robot avec charge)

Le tableau 6.2 montre clairement que la contribution de la charge est mieux estimée par la méthode externe que par la méthode interne. Les piètres résultats de la méthode interne peuvent être partiellement imputés à la mauvaise connaissance de la constante de couple du moteur (donnée par le constructeur à $\pm 10\%$).

Nous proposons alors une méthode mixte d'identification.

Dans un premier temps, nous estimons les paramètres barycentriques par la méthode externe. Ensuite, les paramètres barycentriques connus, nous estimons le frottement grâce à la méthode interne. En plus de ces derniers, il peut être intéressant d'estimer la constante de couple du moteur. Cette valeur estimée peut alors être utilisée pour identifier en ligne les paramètres barycentriques de la charge.

Sous l'hypothèse des paramètres barycentriques connus, nous cherchons à estimer le vecteur β , avec:

$$\beta = \begin{pmatrix} \psi \\ \kappa \end{pmatrix}$$

$$\psi = \begin{pmatrix} c_f^1 \\ \dots \\ c_f^n \end{pmatrix} \text{ le vecteur (n) des coefficients de frottement sec}$$

$$\kappa = \begin{pmatrix} k_c^1 \\ \dots \\ k_c^n \end{pmatrix} \text{ le vecteur (n) des constantes de couple}$$

L'expression (6.3), nous permet d'écrire:

$$Q_a = i E \kappa, \quad (6.17)$$

avec E la matrice identité

i le vecteur (n) des courants mesurés sur l'alimentation des actionneurs.

Nous modifions alors le modèle d'identification interne (6.12) en posant δ_{du} connu et $\begin{pmatrix} c_f \\ k \end{pmatrix}$ inconnu:

$$\begin{pmatrix} -\text{sgn}(\dot{q}) & i \end{pmatrix} \begin{pmatrix} c_f \\ k \end{pmatrix} = - \left(\frac{1}{n} g \sin(q) \quad \frac{1}{n} \bar{q} \right) \delta_{du} + (n \bar{q}) \delta_{dk} \quad (6.18)$$

Ce modèle permet d'identifier le paramètre de frottement sec ainsi que la constante de couple. Les résultats de l'estimation sont présentés dans le tableau 6.3.

$k_c \left[\frac{\text{Nm}}{\text{A}} \right]$	0.242
$c_f [\text{Nm}]$	0.103

tab. 6.3 Estimation du frottement sec et de la constante de couple, les paramètres barycentriques étant supposés connus.

Le constructeur annonce une constante de couple de $0.2576 \pm 10 \% \left[\frac{\text{Nm}}{\text{A}} \right]$. La valeur estimée correspond donc à 96 % de la valeur constructeur, ce qui reste dans la zone d'incertitude annoncée.

En guise de vérification, reprenons l'estimation interne (6.12) avec la nouvelle valeur estimée de la constante de couple. On trouve alors dans le tableau 6.4 les nouvelles valeurs estimées de δ_{du} .

Identification Interne

Paramètres	$k_c = 0.258 \left[\frac{\text{Nm}}{\text{A}} \right]$ (val. constructeur)	$k_c = 0.242 \left[\frac{\text{Nm}}{\text{A}} \right]$ (val. estimée)	Théorique	erreur
$mb_1^* - mb_z^* [\text{kgm}]$	2.066	1.942	1.989	3.2 %
$K_{yy}^{1*} - K_{yy}^1 [\text{kgm}^2]$	1.094	0.994	1.026	2 %

tab. 6.4 Identification interne en fonction de la constante de couple

Comme le montre le tableau 6.4 la connaissance préalable de la constante de couple améliore l'estimation interne. Ce qui peut être fort intéressant pour estimer en ligne les paramètres barycentriques de la charge.

c) Conclusions:

Sur base des résultats obtenus sur ce manipulateur à un seul degré de liberté, nous pouvons dire que l'estimation des paramètres barycentriques est obtenue avec une meilleure précision par la méthode externe que par la méthode interne. Il est possible d'améliorer cette dernière moyennant une connaissance plus précise de la constante de couple des moteurs.

La méthode interne est la seule à pouvoir identifier les frottements articulaires. C'est également la seule (d'un point de vue économique) qui peut être implantée en ligne pour estimer les paramètres barycentriques de la charge.

En guise de conclusion, nous proposons donc la procédure d'estimation suivante:

- *A la réception du manipulateur, on identifie par la méthode externe les paramètres barycentriques. On peut ensuite identifier, par la méthode interne les paramètres de frottement et les constantes de couple des moteurs.*

- *En ligne, on peut identifier les paramètres barycentriques de la charge (et si nécessaire les paramètres de frottements).*

- *Comme les paramètres de frottements et les constantes de couples des moteurs évoluent en fonction du temps, il faut les réactualiser de temps à autre, par exemple après chaque entretien mécanique.*

6.5.2. PUMA 562

a) Description

Nous appliquons les méthodes d'identification interne et externe sur le manipulateur PUMA 562 (Unimation) (voir fig. 6.9). Sur ce manipulateur à six degrés de liberté rotoïde, nous nous sommes contentés de travailler sur les trois premières articulations. En effet, les trois dernières, qui correspondent au poignet, peuvent être raisonnablement intégrées à la charge transportée.

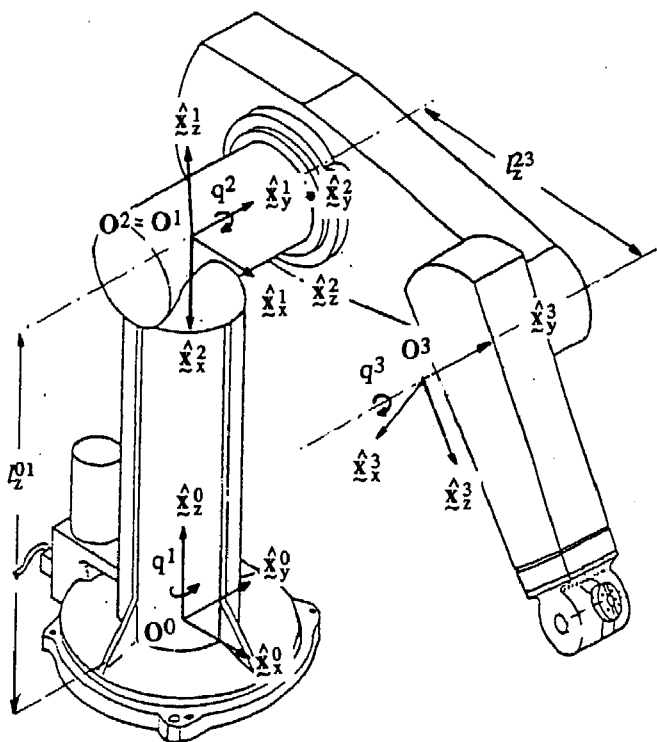


fig. 6.9. Le robot Puma 562 (Unimation)

Définissons quatre repères:

1) un repère inertiel $\{\hat{x}^0\}$ positionné en O^0 à la base du manipulateur, avec $\hat{x}_x^0$ et $\hat{x}_y^0$ décrivant le plan horizontal et $\hat{x}_z^0$ la verticale.

2) un repère mobile $\{\hat{x}^1\}$ attaché au corps 1, avec $\hat{x}_z^1$ correspondant à $\hat{x}_z^0$ le premier axe de rotation du robot (angle q^1). L'origine O^1 est fixée par le vecteur:

$$\underline{l}^{01} = [\hat{x}^0]^t \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ l_{z1}^0 \end{pmatrix}$$

3) un repère mobile $\{\hat{x}^2\}$ attaché au corps 2, avec $\hat{x}_y^2$ correspondant à $\hat{x}_y^1$ le deuxième axe de rotation (angle q^2). L'origine O^2 correspond à O^1 .

4) un repère mobile $\{\hat{x}^3\}$ attaché au corps 3, avec $\hat{x}_y^3$ correspondant à $\hat{x}_y^2$ le troisième axe de rotation (angle q^3) et $\hat{x}_z^3$ aligné avec le segment 3. L'origine O^3 est fixée par le vecteur

$$\underline{l}^{01} + \underline{l}^{23} = [\hat{x}^0]^t \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ l_{z1}^0 \end{pmatrix} + [\hat{x}^2]^t \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ l_{z3}^2 \end{pmatrix}$$

Nous supposons la répartition de masse décrite comme suit:

- m^1 , m^2 et m^3 sont les masses des segments 1, 2 et 3

- les vecteurs de positions des centres de masses sont

$$\underline{l}^{11} = [\hat{x}^1]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^{11} \\ 0 \end{pmatrix}$$

$$\underline{l}^{22} = [\hat{x}^2]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^{22} \\ l_z^{22} \end{pmatrix}$$

$$\underline{l}^{33} = [\hat{x}^3]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^{33} \\ l_z^{33} \end{pmatrix}$$

- les masses des actionneurs sont reportées sur les segments porteurs (cfr § 4.2.2).

- les matrices d'inertie, par rapport au centre de masse et décrites dans le repère lié au corps, sont:

$$J^1 = \begin{pmatrix} J_{xx}^1 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^1 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^1 \end{pmatrix} \quad J^2 = \begin{pmatrix} J_{xx}^2 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^2 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^2 \end{pmatrix}$$

$$J^3 = \begin{pmatrix} J_{xx}^3 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^3 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^3 \end{pmatrix} \quad J^4 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^4 \end{pmatrix}$$

$$J^5 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^5 \end{pmatrix} \quad J^6 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^6 \end{pmatrix}$$

Les paramètres barycentriques sont au nombre de 60 (10 pour chaque segment).

* masses barycentriques:

$$\begin{aligned} m^{11} &= m^1 + m^2 + m^3 \\ m^{22} &= m^2 + m^3 \\ m^{33} &= m^3 \\ m^{44} &= 0 \\ m^{55} &= 0 \\ m^{66} &= 0 \end{aligned}$$

* vecteurs barycentriques:

$$\begin{aligned} \underline{mb}^1 &= [\hat{x}^1]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^1 m^1 \\ 0 \end{pmatrix} \\ \underline{mb}^2 &= [\hat{x}^2]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^2 m^2 \\ l_z^2 m^3 + l_z^2 m^2 \end{pmatrix} \\ \underline{mb}^3 &= [\hat{x}^3]^t \begin{pmatrix} 0 \\ l_y^3 m^3 \\ l_z^3 m^3 \end{pmatrix} \\ \underline{mb}^4 &= \underline{mb}^5 = \underline{mb}^6 = \underline{0} \end{aligned}$$

* tenseurs barycentriques:

$$\begin{aligned} K^1 &= \begin{pmatrix} J_{xx}^1 + (l_y^1)^2 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^1 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^1 + (l_y^1)^2 m^1 \end{pmatrix} \\ K^2 &= \begin{pmatrix} J_{xx}^2 + (l_z^2)^2 m^{33} + ((l_y^2)^2 + (l_z^2)^2) m^2 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^2 + (l_z^2)^2 m^{33} + (l_z^2)^2 m^2 & -l_y^2 l_z^2 m^2 \\ 0 & -l_y^2 l_z^2 m^2 & J_{zz}^2 + (l_y^2)^2 m^2 \end{pmatrix} \\ K^3 &= \begin{pmatrix} J_{xx}^3 + ((l_y^3)^2 + (l_z^3)^2) m^3 & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy}^3 + (l_z^3)^2 m^3 & -l_y^3 l_z^3 m^3 \\ 0 & -l_y^3 l_z^3 m^3 & J_{zz}^3 + (l_y^3)^2 m^3 \end{pmatrix} \end{aligned}$$

$$\mathbf{K}^4 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^4 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{K}^5 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^5 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{K}^6 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz}^6 \end{pmatrix}$$

En utilisant les règles (4.48), (4.49) et (4.50) présentées au paragraphe 4.2.1 c on définit les paramètres barycentriques combinés.

$$(\underline{mb}^3)^* = \underline{mb}^3 - \hat{e}_y mb_y^3$$

$$(\underline{mb}^2)^* = \underline{mb}^2 - \hat{e}_y mb_y^2$$

$$(\underline{mb}^1)^* = \underline{mb}^1 + \hat{e}_y (mb_y^2 + mb_y^3) - \hat{e}_z mb_z^1$$

$$(\mathbf{K}^3)^* = \mathbf{K}^3 - \begin{pmatrix} K_{zz}^3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz}^3 \end{pmatrix}$$

$$(\mathbf{K}^2)^* = \mathbf{K}^2 - \begin{pmatrix} K_{zz}^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz}^2 \end{pmatrix} + mb_y^3 \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -l_z^2 \\ 0 & -l_z^3 & 0 \end{pmatrix}$$

$$(\mathbf{K}^1)^* = \mathbf{K}^1 + \begin{pmatrix} (K_{zz}^2 + K_{zz}^3) - K_{yy}^1 & 0 & 0 \\ 0 & -K_{yy}^1 & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz}^2 + K_{zz}^3 \end{pmatrix}$$

Les deux derniers axes sont parallèles, aussi les composantes axiales de leurs vecteurs barycentriques sont reportés jusqu'au premier segment (perpendiculaire aux deux autres). De plus, comme les deux premiers axes sont concourants, mb_y^2 et mb_y^3 ne sont pas reportés sur le premier segment.

Le logiciel ROBOTRAN nous fournit alors directement les équations du modèle dynamique et du modèle de réaction pour un manipulateur sans contrainte à 6 degrés de liberté. En introduisant les contraintes dans ces équations, nous écrivons les équations des modèles d'estimation interne et externe. Ces modèles sont trop longs que pour être présentés dans ce travail, nous nous contentons de donner ici les jeux de paramètres qui y sont associés. Le lecteur trouvera les équations complètes dans les annexes un et deux.

$$\delta_{du} = \begin{pmatrix} K_{zz}^1 + K_{zz}^2 + K_{zz}^3 \\ K_{xx}^2 - K_{zz}^2 \\ K_{yy}^2 \\ K_{yz}^2 - mb_y^3 l_z^3 \\ K_{xx}^3 - K_{zz}^3 \\ K_{yy}^3 \\ K_{yz}^3 \\ mb_z^2 \\ mb_z^3 \end{pmatrix} \quad \delta_{ru} = \begin{pmatrix} K_{zz}^1 + K_{zz}^2 + K_{zz}^3 \\ K_{xx}^2 - K_{zz}^2 \\ K_{yy}^2 \\ K_{yz}^2 - mb_y^3 l_z^3 \\ K_{xx}^3 - K_{zz}^3 \\ K_{yy}^3 \\ K_{yz}^3 \\ mb_z^2 \\ mb_z^3 \\ mb_y^1 + mb_y^2 + mb_y^3 \end{pmatrix} \quad \psi = \begin{pmatrix} c_f^1 \\ c_f^2 \\ c_f^3 \end{pmatrix}$$

La seule différence entre les deux jeux de paramètres provient d'un terme du premier segment (après combinaisons).

b) Résultats expérimentaux

La trajectoire d'essai ainsi que les mesures des couples moteurs et des réactions à la base du manipulateur présentées dans les figures 6.10 à 6.14.

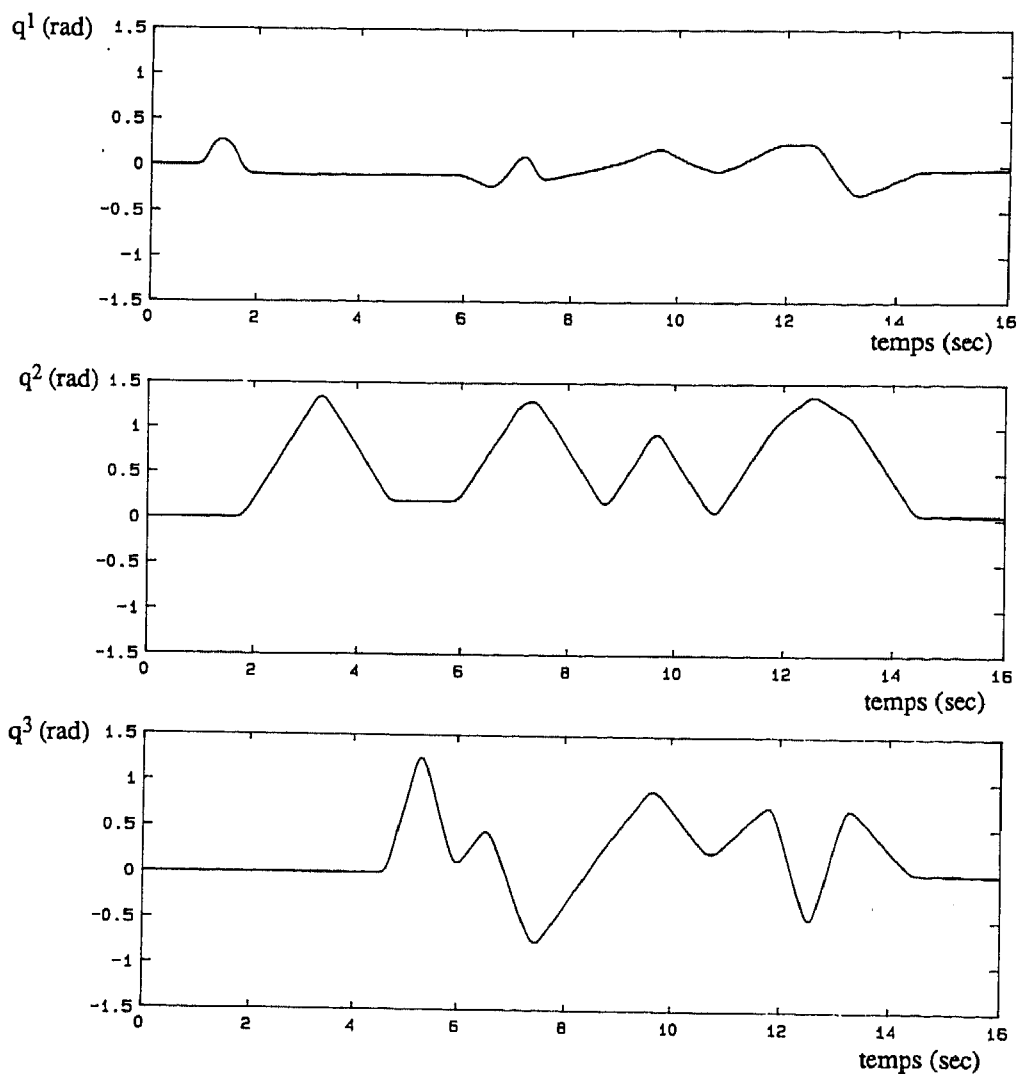


fig. 6.10 Positions articulaires de la trajectoire d'essai.

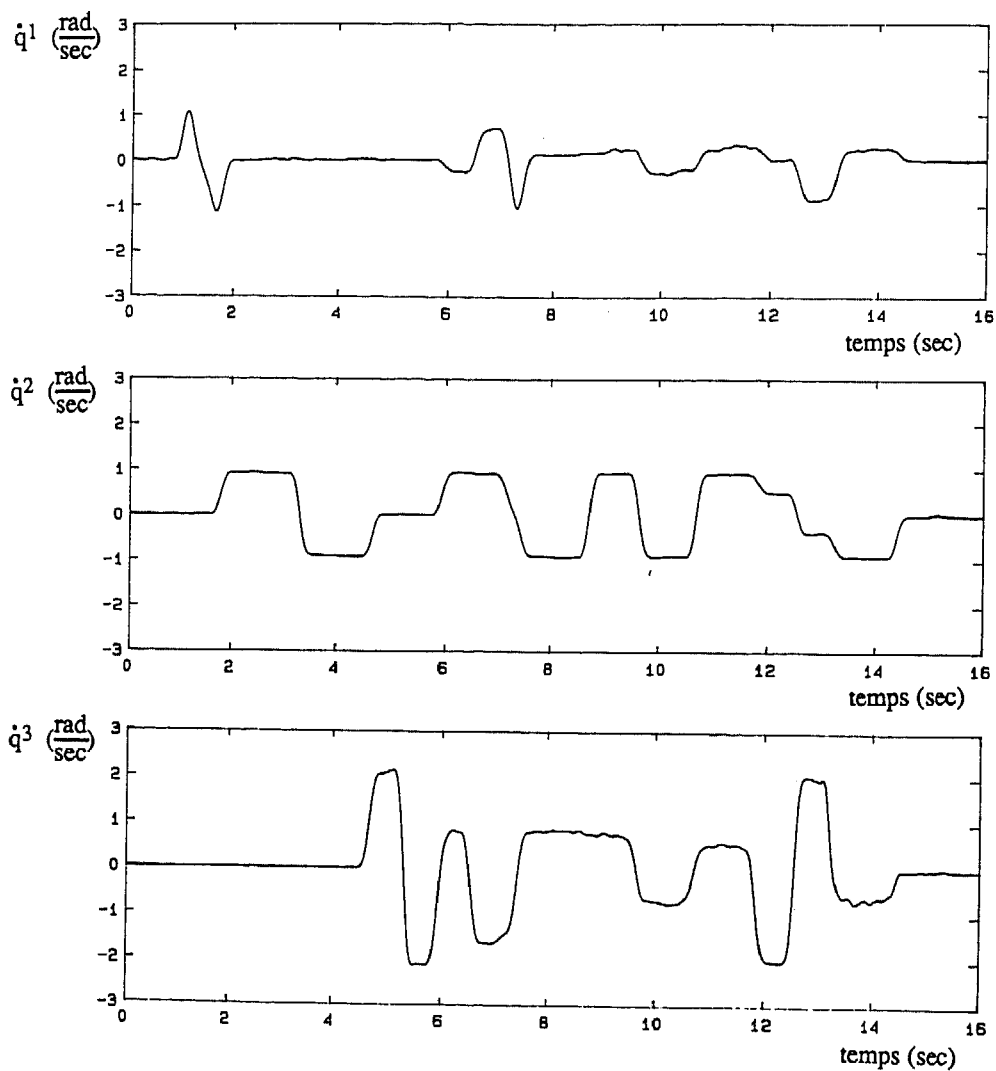


fig. 6.11 Vitesses articulaires de la trajectoire d'essai.

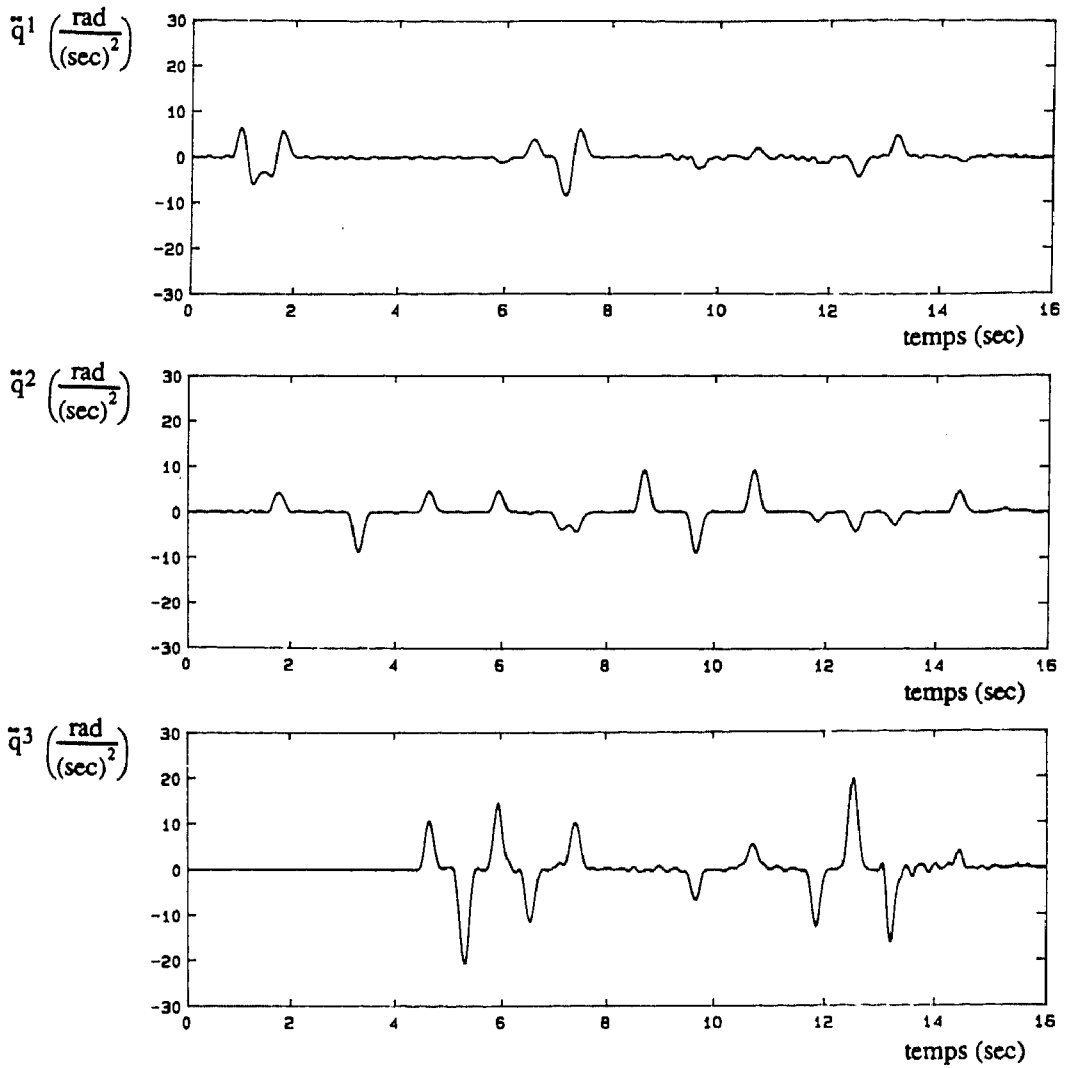


fig. 6.12 Accélération de la trajectoire d'essai.

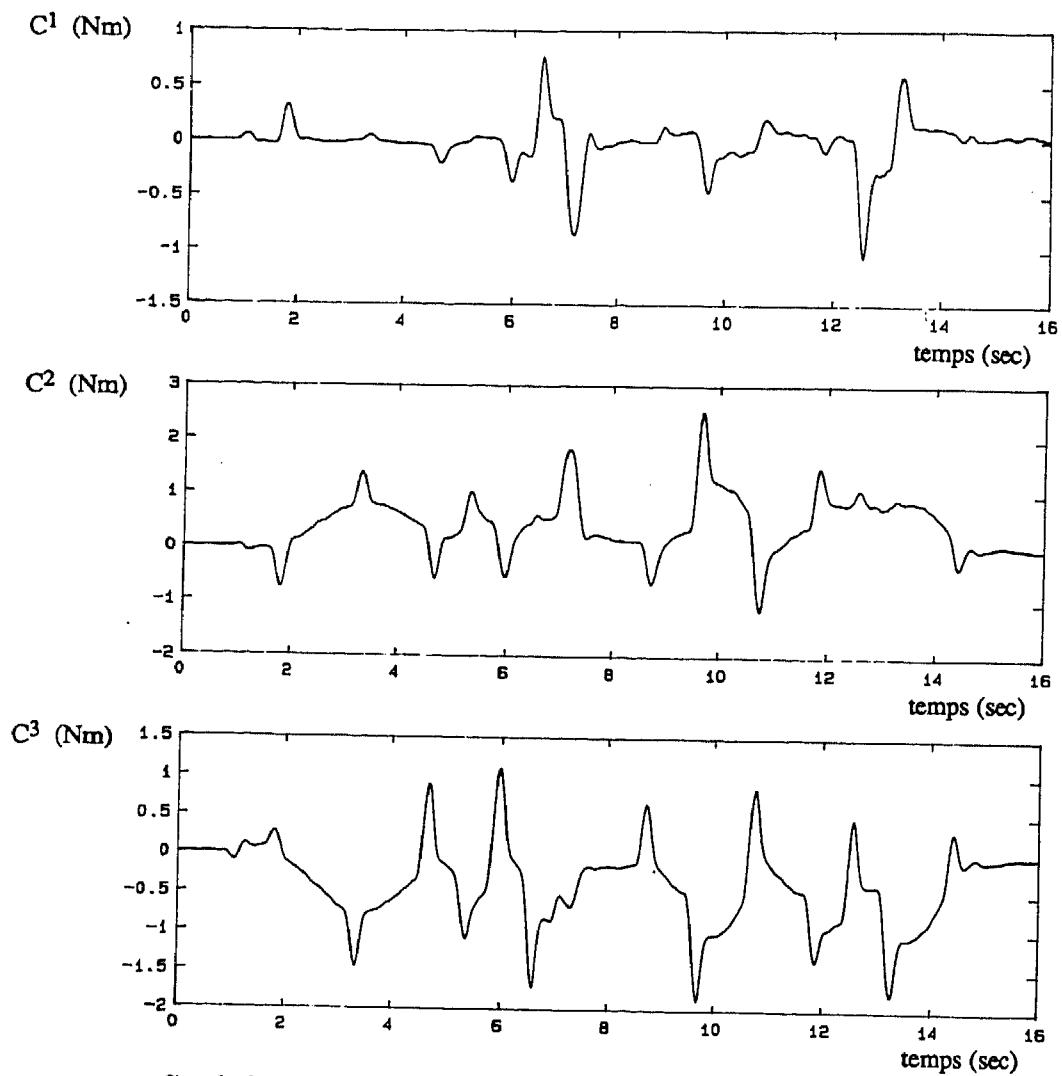


fig. 6.13 Couple moteur de la trajectoire d'essai.

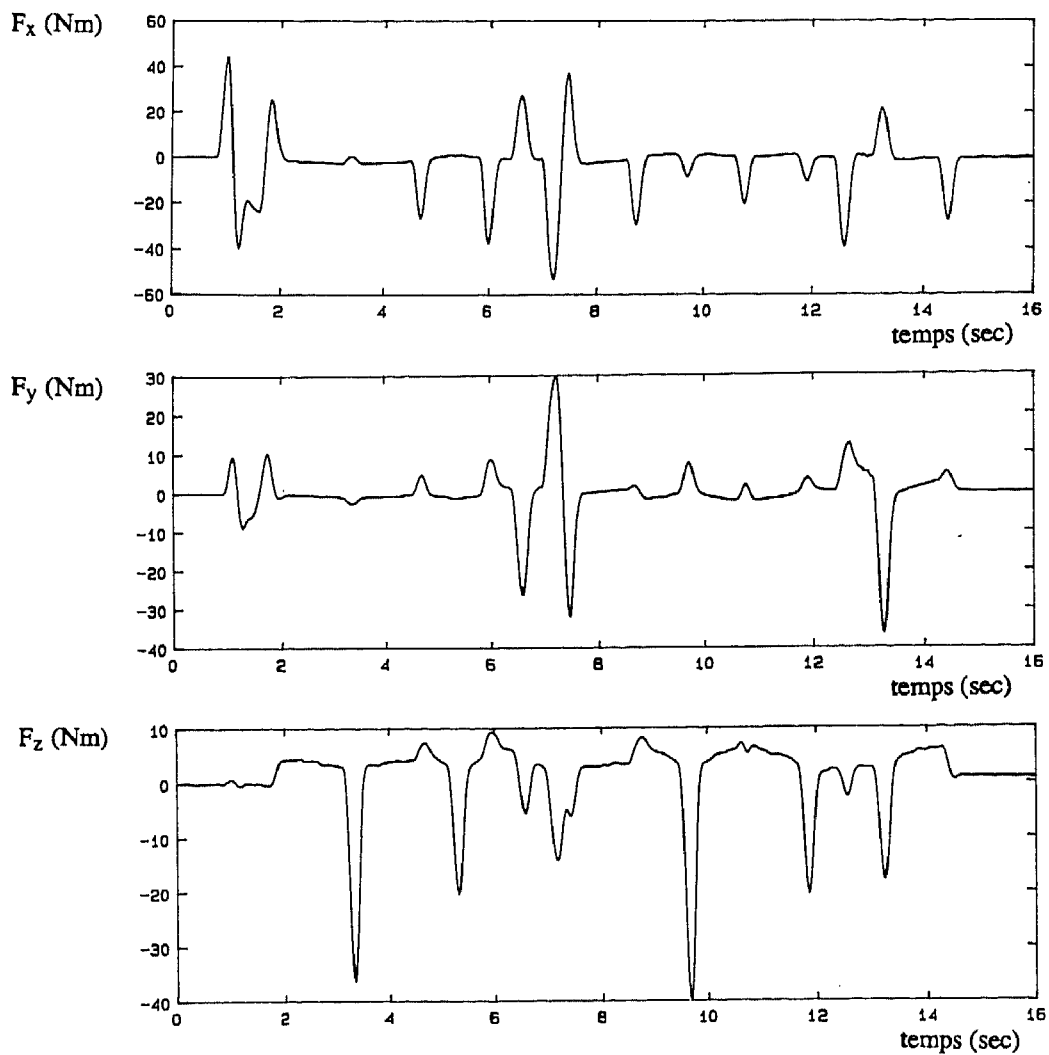


fig. 6.14 a Forces de réactions à la base du manipulateur.

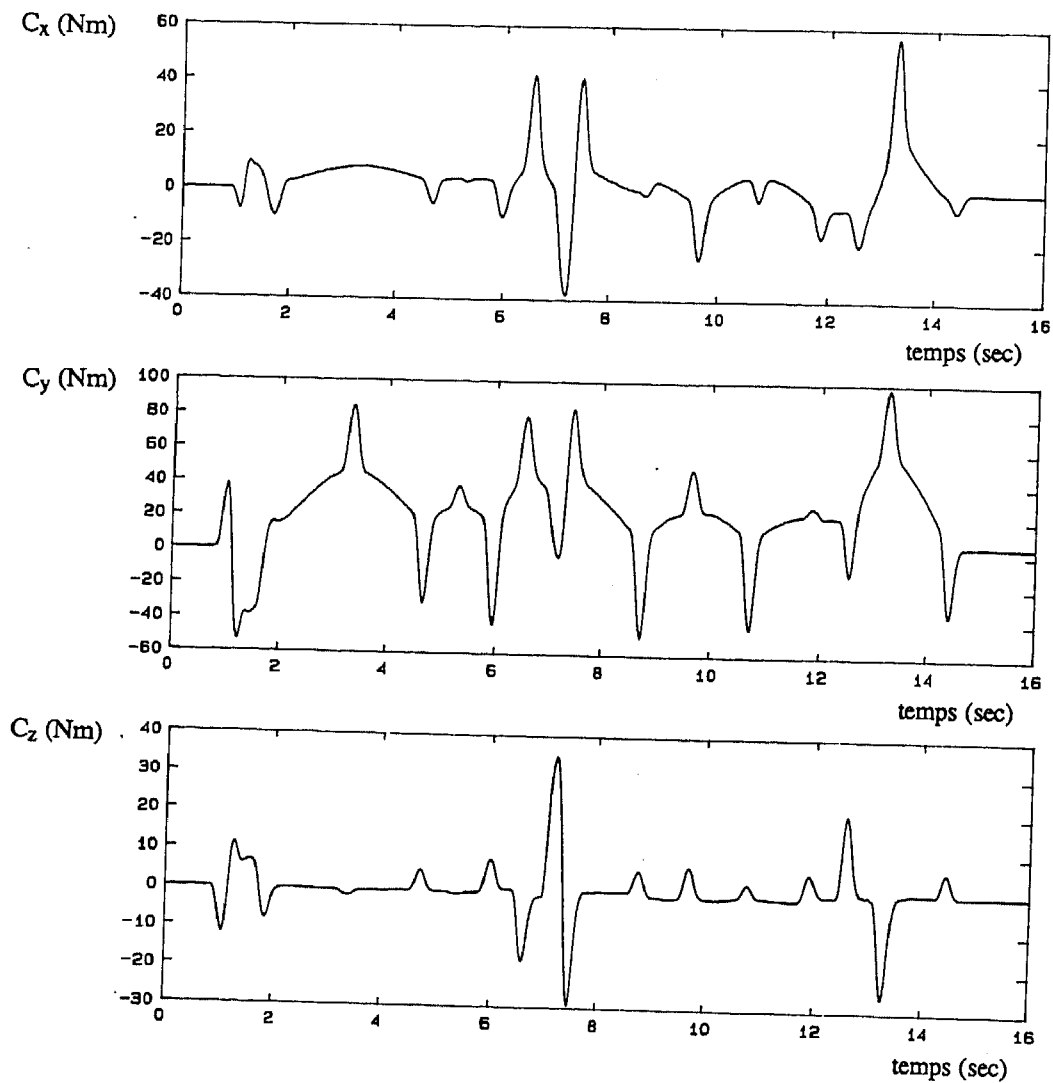


fig. 6.14 b Couples de réactions à la base du manipulateur.

Comme précédemment, nous ne nous intéressons qu'aux paramètres présents dans le modèle dynamique. L'ensemble des résultats d'estimations obtenu avec les deux méthodes est présenté dans le tableau 6.5. A titre de comparaison, nous donnons également deux jeux de paramètres présentés dans la littérature. Dans leurs travaux, Tarn, Bejczy et Yun (Tarn 85) se sont basés sur les plans de construction. Armstrong, Khatib et Burdick (Armstrong 86) ont pour leur part démonté le manipulateur et déterminé expérimentalement les paramètres des différents éléments. Ces deux équipes de recherche ont pris comme application le PUMA 560. Ce dernier ne se différencie du PUMA 562 que par la présence d'un contre-poids placé sur le deuxième segment. Nous avons alors facilement adapté ces résultats au robot PUMA 562.

PUMA 562

Paramètres	Identification Externe	Identification Interne	Tarn 85	Armst. 86
$K_{zz}^1 + K_{zz}^2 + K_{zz}^3$	1.665±0.138	1.221±0.124	1.920	1.357
$K_{xx}^2 - K_{zz}^2$	2.888±0.250	3.168±0.250	2.384	2.829
K_{yy}^2	2.234±0.100	2.230±0.264	2.786	2.174
$K_{yz}^2 - mb_z^3/2^3$	-0.598±0.049	-0.507±0.095	-0.558	-0.605
$K_{xx}^3 - K_{zz}^3$	0.567±0.262	0.408±0.264	0.533	0.300
K_{yy}^3	0.545±0.044	0.566±0.045	0.547	0.336
K_{yz}^3	-0.103±0.029	-0.073±0.030	-0.150	-0.142
mb_z^2	3.212±0.039	3.211±0.040	3.702	3.790
mb_z^3	0.802±0.027	0.815±0.027	1.061	0.864
c_f^1	/	0.044±0.002	/	/
c_f^2	/	0.067±0.001	/	/
c_f^3	/	0.069±0.002	/	/

tab. 6.5 Résultats d'estimation sur le PUMA 562 (valeurs estimées à $\pm \sigma$)

6.6. Conclusions

Avant de tirer des conclusions de ces résultats, il nous semble important de faire les commentaires suivants.

Dans nos travaux, nous avons supposé le **robot idéal** tant au point de vue **géométrique** que **dynamique**. C'est-à-dire, que dans la modélisation nous avons négligé les défauts géométriques du manipulateur (erreurs de longueurs entre les axes, d'alignement et de parallélisme, ...) et les flexibilités des segments et des articulations. Enfin, nous avons simplifié la répartition de masse dans les segments (en négligeant les termes non diagonaux des matrices d'inerties). Dans la pratique, l'estimation dynamique doit être précédée d'un étalonnage géométrique.

Comme l'ont annoncé An, Atkeson et Hollerbach (An 85) dans leurs travaux relatifs à l'estimation des caractéristiques de la charge transportée par un robot PUMA, les **performances** en terme d'**accélération** de ce manipulateur sont très faibles. Ils proposent de remplacer la loi de commande bang-bang (implantée en standard sur le PUMA) par une loi d'ordre 5 qui autorise des accélérations beaucoup plus importantes. De la sorte, ils améliorent la précision de l'estimation. Pour pouvoir ainsi modifier la loi de commande, il faut une bonne connaissance de l'armoire de commande. Ceci représente un investissement important que nous ne voulons pas réaliser. Par conséquent, nous sommes limités à la loi de commande implantée par le constructeur.

Les accélérations articulaires sont obtenues par **différenciation numérique** de la position, ce qui conduit à des accélérations très bruitées (cfr fig. 6.12). Ce bruit affecte les valeurs estimées et leurs écarts-type. La possibilité de mesurer directement les vitesses (par exemple par l'intermédiaire de dynamo tachimétriques) améliorerait sensiblement les résultats.

Il faut tenir compte des caractéristiques de la **plate-forme de force** utilisée. Cette dernière est composée de capteurs piézzo-électriques (cfr § 6.2.2.c). Les mesures sont donc très sensible aux vibrations. De plus, le calcul des efforts de réactions s'effectue en additionnant et en soustrayant ces mesures (ce qui amplifie le bruit). Par conséquent les mesures des efforts de réactions sont fortement bruitées. Le développement dans notre département d'une plate forme de force à base de jauge de contrainte (Ntambwe 90) a pour objectif de remédier à ce défaut.

Enfin, les paramètres calculés par Tarn, Bejczy et Yun ainsi que ceux estimés par Armstrong, Khatlib et Burdick ne sont que des valeurs de comparaison.

Comme nous l'avions annoncé précédemment, l'estimation externe donne de meilleurs résultats tant au point de vue des valeurs estimées que de leur écarts-type.

Pour l'estimation interne certains paramètres s'éloignent fortement des valeurs calculées par Tarn. Comme pour le manipulateur à un seul degré de liberté présenté au paragraphe 6.5.1, une estimation préalable des constantes de couples des moteurs devrait conduire à une amélioration sensible des résultats.

L'estimation externe donne de meilleurs résultats, il faut néanmoins remarquer que l'incertitude d'estimation reste importante et que les valeurs estimées s'écartent des valeurs calculées par Tarn à concurrence de 20%. Compte tenu des commentaires que nous avons présentés ci-dessus, cette valeur n'a rien d'alarmant.

Si l'on regarde plus attentivement les résultats du tableau 6.5, il apparaît que certains paramètres sont estimés avec une *erreur relative* (rapport entre l'écart-type et la valeur estimée) très importante (par exemple pour les paramètres 5 et 7). C'est à dire que ces paramètres sont mal "excités" et ont donc peu d'influence sur la dynamique du système. Nous pouvons donc envisager de les négliger et de diminuer ainsi le nombre de paramètres à estimer. Malheureusement, nos résultats ne nous donnent aucune indication sur l'effet de cette simplification. De plus, ces considérations ne sont valables que pour la trajectoire étudiée. De façon plus globale, il nous semble intéressant d'étudier l'*erreur d'estimation* ou plus précisément l'incidence qu'elle peut avoir dans un problème de *régulation*. Comme cette étude est difficile à réaliser globalement, nous proposons dans le chapitre suivant une simulation qui répondra partiellement à notre problème.