POLYPUBLIE

Étude expérimentale du contrôle en force/position pour un manipulateur robotique

Laurent Benon

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

Date	2000
Type	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis Mémoire de maîtrise/Master's thesis
URL de PolyPublie PolyPublie URL	https://publications.polymtl.ca/8653/
Conditions d'utilisation Terms of use	© Tous droits réservés / All rights reserved
Référence Citation	Benon, L. (2000). Étude expérimentale du contrôle en force/position pour un manipulateur robotique [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/8653/

Détails de la thèse
Thesis details

Directeurs de recherche Advisors	Richard Hurteau, & Richard Gourdeau
Programme Program	Non spécifié

Ce fichier a été téléchargé à partir de PolyPublie, le dépôt institutionnel de Polytechnique Montréal
This file has been downloaded from PolyPublie, the institutional repository of Polytechnique Montréal
https://publications.polymtl.ca

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DU CONTRÔLE EN FORCE/POSITION POUR UN MANIPULATEUR ROBOTIQUE

LAURENT BENON
DÉPARTEMENT DE GÉNIE ÉLECTRIQUE ET DE GÉNIE INFORMATIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES (M.Sc.A.)
(GÉNIE ÉLECTRIQUE)
MAI 2000

© Laurent Benon, 2000.

National Library of Canada
Acquisitions and Bibliographic Services
395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque nationale du Canada
Acquisitions et services bibliographiques
395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-57393-1

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DU CONTRÔLE EN FORCE/POSITION POUR UN MANIPULATEUR ROBOTIQUE

présenté par: BENON Laurent

en vue de l'obtention du diplôme de: Maître ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de:

M. DESANTIS Romano, Ph.D., président

M. HURTEAU Richard, D.Ing., membre et directeur de recherche

M. GOURDEAU Richard, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. PELLETIER Michel, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. BARON Luc, Ph.D., membre

O Mort, vieux capitaine, il est temps! levons l'ancre!
Ce pays nous ennuie, ô Mort, Appareillons!
Si le ciel et la mer sont noirs comme de l'encre,
Nos coeurs que tu connais sont remplis de rayons!
Verse-nous ton poison pour qu'il nous réconforte!
Nous voulons, tant ce feu nous brûle le cerveau,
Plonger au fond du gouffre, Enfer ou Ciel qu'importe?
Au fond de l'Inconnu pour trouver du *nouveau!*
"Le Voyage" Charles Baudelaire

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier tout d'abord mon directeur de recherche, M. Richard Hurteau, ainsi que mes deux codirecteurs, Messieurs Richard Gourdeau et Michel Pelletier pour la qualité de leur encadrement et de leur soutien à tous points de vue.

Je rémercie également M. Romano DeSantis pour avoir accepté de présider mon jury ainsi que M. Luc Baron pour sa participation en tant que membre dans ce même jury.

J'adresse aussi de vifs remerciements à Richard Grenier, technicien de la section Automation et Systèmes pour son aide et sa disponibilité. Sans lui, beaucoup de choses n'auraient pu être faites. De même, je remercie l'ensemble du personnel de cette même section : professeurs, secrétaire, techniciens et étudiants aux cycles supérieurs et notamment Bruno Heckmann pour m'avoir donné l'idée de m'expatrier.

Je cite ici aussi Messieurs Jean-Claude Piedboeuf et Michel Doyon de l'Agence Spatiale Canadienne pour leur aide. Sans eux, une bonne partie du projet n'aurait pu avoir lieu. De même, je rémercie les employés de la Compagnie Opal-RT pour le matériel fourni et leur soutien technique et notamment Pierre Grondin pour sa disponibilité et son aide inestimable.

Bien évidemment, j'adresse une pensée à ma mère qui m'a soutenu et encouragé durant ces années au Canada. Je veux citer aussi les savoyards qui sont restés en France mais qui me manquent beaucoup : Lionel, Alban, Philippe, Christophe, Franck, Claire, Sophie, Diane.....

Cette section ne serait pas complète si je n'avais pas un mot pour les toutes les autres personnes que j'ai rencontrées ici. Ils sont trop nombreux pour être cités, mais je souhaite donner une mention à mes colocataires passés et présents (Laurent, Nico, David et Mickaël) qui m'ont supporté ainsi qu'à toute l'équipe du CRASP et du département de Génie Chimique (Fred, Sebs, Annick, Claude, Ibrahim, Thomas, Jérémy, Louis, Diane, Brigitte, Maryam) et à la bande de la Fraki-Frakass (Podaran, Risson, Luge, Rico, Robert, Max, Lolovergne and co.). Il y a enfin toutes les autres personnes

intérieures et extérieures à l'École Polytechnique qu'il m'a été donné de rencontrer et pour qui je garde une grande affection : Yacine, Fella, Momo, Raphi, Damien, Tiana, Sandrine, Sidonie, Franck, Patricia, Stéphanie, Florence, Lionel, la première année, Marie-Ève, Yannick, Olivier le camionneur, Fred, Tof et Marie, François, Maïté et Alban, Simone, Giordano, Jimmy, Philippe, Gab, Nicolas, Greg, la deuxième année et Mathieu, Manu, Anne, Morgan, Christophe, Julie, Anne-Sophie, Florence, Cécile, Pauline, les italiens, Olivier Rénato, Stéphanie Miss Tornade, Alex, Blam, la troisième et il reste tous les autres qui j'espère me pardonneront de ne pas les avoir cités.

RÉSUMÉ

L'interaction entre un robot manipulateur et son environnement est une caractéristique de plus en plus répandue en robotique. Dans cette étude, l'environnement sur lequel le robot applique une force est considéré animé d'un mouvement oscillatoire à fréquence fixe.

Le contrôleur sélectionné est un contrôleur discontinu : une stratégie de contrôle est utilisée dans l'espace libre et une autre dans l'espace contraint. L'algorithme du couple précalculé est utilisé lorsqu'il n'y a pas de contact. Pour le contrôle en force/position, trois stratégies sont comparées en simulation : le contrôle hybride force/position, le contrôle d'impédance et le contrôle hybride force/impédance. Il apparaît que le contrôleur d'impédance a les meilleures performances tant au niveau de la réponse en force que de la robustesse vis-à-vis de la période d'échantillonnage.

Pour effectuer des expérimentations, un banc d'essai a été monté. Le robot est un manipulateur planaire rigide à deux degrés de liberté. Le système de commande est constitué de deux processeurs agissant en parallèle ce qui permet de garder une fréquence d'échantillonnage haute.

La première phase de tests a consisté à identifier les frottements dans les actionneurs car ceux-ci dégradent énormément les performances des suivis de trajectoire et peuvent conduire à l'instabilité.

Lors du contrôle dans l'espace libre, il apparaît que l'algorithme du couple précalculé est handicapé par les erreurs de modélisation et qu'il faudrait s'orienter vers une nouvelle stratégie de contrôle dans l'espace libre.

Les essais de contrôle en force et position sont effectués avec une poutre fixe dont la position dans l'espace opérationnel n'est pas connue avec précision. Le contrôle hybride force/position et le contrôle d'impédance ont été implantés et ont montré de bonnes performances.

ABSTRACT

Interactions between a manipulator and its environnment are increasingly present in robotic tasks. In this study, the robot is in contact with an environnment which is animated by a fixed frequency oscillatory movement.

The selected controller is a discontinuous control law: one law is used in free space and another one in constrained space.

The computed torque control algorithm is used when there's no contact. For force/position control, three control laws are tested in simulation: hybrid force/position, impedance and hybrid force/impedance control. It appears that impedance control performs better and is more robust in regard of the sampling period.

The testing facility includes a two degree of freedom rigid manipulator and a control system composed of two processors working in parallel allowing a quite high sampling frequency.

The first test consisted the identification of the actuator's friction. It was important to compensate this phenomena to obtain acceptable performances and avoid instability.

The computed torque algorithm appears sensible to modelling errors and another free space controller should be selected.

Force/position control tests have been conducted with the robot in contact with a non-moving environnment whose position was not accurately known. Hybrid force/position and impedance controllers have been implemanted and showed good performances.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE iv

REMERCIEMENTS v

RÉSUMÉ vii

ABSTRACT viii

TABLE DES MATIÈRES ix

LISTE DES TABLEAUX xii

LISTE DES FIGURES xiii

LISTE DES NOTATIONS ET DES SYMBOLES xvii

INTRODUCTION 1

CHAPITRE I : MODÉLISATION ET LOIS DE CONTRÔLE . . 3

1.1 Introduction 3

1.2 Modèle du manipulateur 3

1.2.1 Coordonnées articulaires 3

1.2.2 Coordonnées généralisées 4

1.3 Détermination des références 5

1.3.1 La tâche à effectuer 5

1.3.2 Évaluation de la force de réaction 6

1.3.3 Planification de trajectoires 7

1.3.4 Modélisation des impacts 9

1.4 Contrôle discontinu 10

1.4.1 Principe 10

1.4.2 Contrôle en position 11
1.4.3 Contrôle en force 11
1.5 Conclusion 18

CHAPITRE II : SIMULATIONS 20
2.1 Introduction 20
2.2 Paramètres du robot 20
2.3 Maintien de contact 21
2.3.1 Poutre fixe 21
2.3.2 Poutre mobile dont le mouvement est connu 28
2.4 Mouvement dans l'espace libre et l'espace contraint 35
2.4.1 Poutre fixe 35
2.4.2 Poutre mobile dont le mouvement est connu 42
2.5 Influence de la période d'échantillonnage 49
2.5.1 Paramètres de simulation 49
2.5.2 Comparaison des contrôleurs 49
2.6 Conclusion 50

CHAPITRE III : IDENTIFICATION DE LA FRICTION DES ACTIONNEURS 53
3.1 Introduction 53
3.2 Revue de quelques méthodes 53
3.3 Méthode "off-line" 56
3.3.1 Méthodologie 56
3.3.2 Actionneur RH-14 57
3.3.3 Actionneur RH-11 64
3.3.4 Récapitulatif 64
3.4 Méthode "on-line" 65
3.5 Conclusion 65

CHAPITRE IV : ESSAIS EXPÉRIMENTAUX **67**

4.1 Introduction 67

4.2 Estimation des vitesses du manipulateur 67

4.3 Contrôle dans l'espace libre 70

4.3.1 Introduction 70

4.3.2 Contrôle en coordonnées articulaires 70

4.3.3 Contrôle en coordonnées cartésiennes 74

4.3.4 Conclusion 78

4.4 Contrôle dans l'espace contraint 82

4.4.1 Introduction 82

4.4.2 Contrôle d'impédance 83

4.4.3 Contrôle hybride force/position 88

4.5 Conclusion 96

CONCLUSION **97**

BIBLIOGRAPHIE **100**

LISTE DES TABLEAUX

2.1 Masses et longueurs du manipulateur en simulation 20

3.1 Coefficients de friction 65

4.1 Gains du contrôleur et de l'observateur, contrôle dans l'espace articulaire 71
4.2 Séries de gains pour le trajet oblique 74
4.3 Séries de gains pour le trajet vertical 75
4.4 Gains du contrôleur dans l'espace libre et de l'observateur de vitesses 84
4.5 Paramètres des trajectoires de référence, contrôle d'impédance 85
4.6 Paramètres du contrôleur et des références en position 88
4.7 Paramètres du contrôleur avec composante intégrale sur la force et des références en position 89
4.8 Paramètres des trajectoires de référence, contrôle hybride 91
4.9 Paramètres des contrôleurs, suivi de trajectoire 92
4.10 Poutre en mouvement, gains du contrôleur 98

A.1 Paramètres du manipulateur 106
A.2 Valeurs numériques des paramètres du robot 107
A.3 Caractéristiques des actionneurs 107
A.4 Diviseurs de tension et gain des amplificateurs de courant 107
A.5 Résolution des encodeurs optiques 108
A.6 Caractéristiques du capteur de force 108

LISTE DES FIGURES

1.1 Schéma du robot 4
1.2 Schéma du montage avec les référentiels 5
1.3 Références à appliquer à chaque degré de liberté du robot 7
1.4 Schéma-bloc de l'algorithme du couple précalculé 12
1.5 Schéma-bloc du contrôleur hybride force/position 13
1.6 Schéma-bloc du contrôleur d'impédance 17
1.7 Schéma-bloc du contrôleur hybride force/impédance 19

2.1 Contrôle hybride, poutre fixe : maintien de contact 23
2.2 Contrôle d'impédance, poutre fixe : maintien de contact 25
2.3 Contrôle hybride force/impédance, poutre fixe : maintien de contact 27
2.4 Contrôle hybride, poutre mobile : maintien de contact 29
2.5 Contrôle d'impédance, poutre mobile : maintien de contact 31
2.6 Contrôle hybride force/impédance, poutre mobile : maintien de contact 33
2.7 Contrôle hybride force/impédance, poutre mobile, $\beta = 10$: maintien de contact 34
2.8 Contrôle hybride, poutre fixe : mouvement dans l'espace libre et l'espace contraint 37
2.9 Contrôle d'impédance, poutre fixe : mouvement dans l'espace libre et dans l'espace contraint 39
2.10 Contrôle hybride force/impédance, poutre fixe : mouvement dans l'espace libre et dans l'espace contraint 41
2.11 Contrôle hybride, poutre mobile : mouvement dans l'espace libre et l'espace contraint 44
2.12 Contrôle d'impédance, poutre mobile : mouvement dans l'espace libre et dans l'espace contraint 46

2.13 Contrôle hybride force/impédance, poutre mobile : mouvement dans l'espace libre et dans l'espace contraint 48
2.14 Contrôle hybride force/position : influence de l'échantillonage 50
2.15 Contrôle d'impédance : influence de l'échantillonnage 51
2.16 Contrôle hybride force/impédance : influence de l'échantillonnage . . 51

3.1 Modèle de friction simplifié 54
3.2 Modèle de friction complet 55
3.3 Références en accélération, position et vitesse 57
3.4 Système asservi compensé 57
3.5 Friction vs vitesse angulaire, aucune compensation 59
3.6 Erreur de suivi de position, aucune compensation 59
3.7 Friction vs vitesse angulaire, inertie compensée 60
3.8 Friction vs vitesse angulaire, inertie et friction visqueuse compensées 60
3.9 Friction vs vitesse angulaire, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées 61
3.10 Erreur de suivi de position, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées 61
3.11 Friction vs vitesse angulaire négative, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées 63
3.12 Erreur de suivi de position, vitesse angulaire négative, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées 63
3.13 Friction vs vitesse angulaire positive, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées 64

4.1 Observateur des vitesses angulaires 68
4.2 Couple précalculé, contrôleur PD sans compensation de frottements . 72
4.3 Couple précalculé, contrôleur PD avec compensation de frottements . 73
4.4 Couple précalculé, contrôleur PID avec compensation de frottements 74
4.5 Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 1 76

4.6 Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 2 77
4.7 Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 3 79
4.8 Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 4 80
4.9 Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 5 81
4.10 Réponse en force du système en un point fixe avec $K_r = 0$ et B_r variable 83
4.11 Contrôle d'impédance, suivi de trajectoire, essai 1 86
4.12 Contrôle d'impédance, suivi de trajectoire, essai 2 87
4.13 Contrôleur hybride, essai 1, réponse en force 89
4.14 Contrôleur hybride, essai 2, réponse en force 90
4.15 Contrôleur hybride, essai 3, réponse en force 91
4.16 Contrôle hybride, suivi de trajectoire, essai 1 93
4.17 Contrôle hybride, suivi de trajectoire, essai 2 94
4.18 Contrôle hybride, suivi de trajectoire, essai 3 95
4.19 Contrôleur hybride force/position, poutre en mouvement 99

A.1 Le robot en étude 105
A.2 Somme des angles du manipulateur vs Mesures du capteur de force . 109
A.3 Différence entre les mesures du capteur et le polynôme approximé . . 110

B.1 Système de commande 111
B.2 Stations de calcul QNX 112

C.1 Schéma du robot 116
C.2 Matrice de masse $M(\theta)$ 118
C.3 Matrice des forces centrifuges et de Coriolis $V(\theta, \dot{\theta})$ 120
C.4 Matrice de gravité $G(\theta)$ 121
C.5 Matrice jacobienne $J(\theta)$ 123
C.6 Dérivée de la matrice jacobienne $\dot{J}(\theta, \dot{\theta})$ 124
C.7 Multiplication de deux matrices 2*2, soit $A * B$ 125
C.8 Inverse d'une matrice 2*2 126

C.9 Matrice M_x 127
C.10 Matrice V_x 128
C.11 Opérations dans V_x : $M(\theta)J^{-1}(\theta)\dot{J}(\theta,\dot{\theta})\dot{\theta}$ 129
C.12 Matrice G_x 131
C.13 Observateur des vitesses angulaires du manipulateur 133
C.14 Algorithme du couple précalculé 135
C.15 Calcul de $\ddot{\theta}^*$ 136
C.16 Contrôleur hybride force/position 138
C.17 Contrôleur d'impédance 140

LISTE DES NOTATIONS ET DES SYMBOLES

- α : angle entre la poutre et l'environnement
- acc : accélération désirée dans le suivi de trajectoire
- A_m : amplitude de l'oscillation de l'environnement
- β : gain sur l'erreur de force pour le contrôleur hybride force/impédance
- B_r : amortissement du robot
- $\hat{b}$: estimée du coefficient de friction visqueuse
- $\hat{C}$: estimée du coefficient de friction de Coulomb
- e : coefficient de restitution
- F : estimée de la friction par l'observateur de friction
- f : force générée par les actionneurs dans le plan cartésien
- f_d : force désirée
- f_f : force de friction
- f_r : force de réaction
- γ_0 : coefficient de la friction de Coulomb du modèle de De Wit & Al
- γ_1 : coefficient de friction statique du modèle de De Wit & Al
- γ_2 : coefficient de la friction visqueuse du modèle de De Wit & Al
- g : accélération de la gravité
- $G(\theta)$: matrice de gravité en coordonnées articulaires
- $G_x(\theta)$: matrice de gravité dans le plan cartésien
- h : Déformation de l'environnement sous l'effet d'une force
- $J(\theta)$: matrice jacobienne
- $\hat{J}$: estimée de l'inertie des actionneurs
- k : rigidité de l'environnement
- K_d : gain dérivé sur la position
- K_F : gain de l'observateur de friction
- K_i : gain intégral sur la position
- K_p : gain proportionnel sur la position

- K_r : rigidité du robot
- k_f : gain proportionnel sur l'erreur de force
- k_i : gain intégral sur l'erreur de force
- k_v : gain dérivé
- k_θ : gain d'observateur de vitesse
- L : gain d'observateur
- L_d : gain dérivé de l'observateur de vitesses
- L_p : gain proportionnel de l'observateur de vitesses
- $M(\theta)$: matrice d'inertie du manipulateur en coordonnées articulaires
- M_r : inertie du robot
- $M_x(\theta)$: matrice d'inertie du manipulateur dans le plan cartésien
- $\vec{n}$: vecteur unitaire normal à l'environnement
- Π_x : matrice de sélection dans l'espace cartésien
- Π_f : matrice de sélection dans le repère lié à la poutre
- ϕ : déphasage de l'angle d'oscillation de l'environnement
- R_α : matrice de rotation
- σ_0 : coefficient de rigidité de la déformation microscopique des surfaces en contact
- σ_1 : coefficient d'amortissement de la déformation microscopique des surfaces en contact
- s : variable de Laplace
- t_b : temps passé dans les parties paraboliques de la trajectoire
- t_d : temps désiré de déplacement
- τ : couple articulaire
- τ_f : couples générés par la friction des actionneurs
- τ_r : couples extérieurs qui affectent le manipulateur
- θ : variables articulaires
- $\hat{\dot{\theta}}$: estimée de la vitesse angulaire des actionneurs
- $\ddot{\theta}^*$: valeur du contrôleur en coordonnées articulaires

- v_0 : vitesse de Stribeck
- $V(\theta, \dot{\theta})$: matrice des forces centrifuges et de Coriolis en coordonnées articulaires
- $V_x(\theta, \dot{\theta})$: matrice des forces centrifuges et de Coriolis dans le plan cartésien
- ω : pulsation du mouvement de l'environnement
- X : vecteur de coordonnées généralisées du manipulateur
- $X_c Y_c$: axes du repère lié à la poutre
- X_d : vecteur de coordonnées désirées du manipulateur
- $\ddot{X}^*$: accélération calculée par les contrôleurs
- z : déformation microscopique des surfaces en contact
- z_f : paramètre de l'observateur de friction
- z_θ : paramètre d'observateur de vitesse
- ω_{nc} : fréquence naturelle du contrôleur PID du manipulateur
- ω_{no} : fréquence naturelle de l'observateur de vitesse

INTRODUCTION

Les applications en contrôle en force/position de manipulateurs robotiques sont nombreuses comme, par exemple, toutes les tâches qui nécessitent une interaction entre un robot et son environnement comme les opérations d'assemblages, les opérations sur les lignes électriques [Pel96], les robots bipèdes [ZF91] ou encore les manipulateurs spatiaux [YMD96].

Il existe plusieurs algorithmes de commande en force. Deux approches se distinguent néanmoins dans la littérature : le contrôle hybride force/position abordé par Robert et Craig [CR81], étendu, entre autres, par DeSantis [DeS96] et le contrôle d'impédance présenté par Hogan [Hog87] et repris par de nombreux chercheurs depuis comme Hsia [JHB97], Seraji et Colbaugh [SC93] ou Pelletier [Pel96].

Le contrôle hybride force/position consiste à diviser l'espace opérationnel en deux sous-espaces. Ainsi, la force est contrôlée dans une direction et la position dans une direction perpendiculaire à celle de la force.

Le contrôle d'impédance régit une relation entre la position et la force exercée par le manipulateur sur l'environnement, donc le contrôle est effectué sur l'impédance mécanique du robot.

Les applications présentées dans la littérature prennent pour hypothèse que la position, la rigidité de l'environnement sont mal connues [SC93], [JHB97] ou que le type de surface change pendant le trajet [LH91]. Amouzou [Amo98], lui, suppose que l'environnement peut être en mouvement. Il n'est, en effet, pas irréaliste d'effectuer des tâches dans des milieux soumis à des vibrations ou au vent. L'étude d'Amouzou a montré que la commande par contrôleur discontinu [ML93] présentait le plus d'avantages. Ce contrôleur consiste à utiliser deux lois de contrôle : une dans l'espace libre et une autre dans l'espace contraint.

La loi de contrôle retenue dans l'espace libre est l'algorithme du couple précalculé présenté notamment par Fu & Al. [FGL87] et DeSantis [DS95]. Une autre approche possible aurait été d'utiliser un observateur de perturbation. Le lecteur est alors invité

à se référer aux travaux de Arai et Tanie [AT94] et de Yamada & Al. [YKIH98].

Dans l'espace contraint, Amouzou a utilisé le contrôleur hybride force/position mais pas le contrôleur d'impédance qui représente pourtant une bonne alternative.

L'objectif de ce mémoire est donc de mettre en place un banc d'essai pour l'étude de tâches robotiques opérant sur des objets en mouvement. La première partie concernera les différents modèles utilisés en simulation pour le robot et l'environnement ansi que les lois de contrôle sélectionnées en vue de leur implantation sur le système réel.

La deuxième partie regroupera les résultats obtenus en simulation. L'étude ne se veut pas aussi poussée que celle d'Amouzou mais plutôt une corroboration des travaux précédents.

Le robot utilisé au laboratoire possède des moteurs à courant continu de type "Harmonic Drive" comme actionneurs. Ces moteurs présentent beaucoup de frottements. Le chapitre III est donc consacré à l'étude et à l'identification de la friction de ces actionneurs.

Le quatrième et dernier chapitre présentera les données recueillies lors d'essais de contrôle en force/position sur une poutre fixe. L'originalité du système de commande est qu'il est composé de deux processeurs opérant en parallèle. En fait, la programmation s'effectue avec SIMULINK qui est un outil puissant de modélisation et le Real-Time Workshop de Matlab [Mat97] génère automatiquement l'exécutable qui contrôlera le robot.

CHAPITRE I

MODÉLISATION ET LOIS DE CONTRÔLE

1.1 Introduction

Le premier chapitre de ce mémoire présente la modélisation du manipulateur et de l'environnement ainsi que la description des lois de commande qui seront implantées en simulation. Le robot décrit est celui qui sera utilisé plus tard pour valider expérimentalement le comportement des contrôleurs. Les trois lois de commande présentées sont : le contrôle hybride force/position, le contrôle d'impédance et le contrôle hybride force/impédance.

1.2 Modèle du manipulateur

1.2.1 Coordonnées articulaires

Le robot en étude est un manipulateur planaire à deux degrés de liberté tel qu'illustré à la figure 1.1. Pour effectuer les simulations, un modèle simplifié est utilisé ; dans la phase d'expérimentations, un modèle plus élaboré sera identifié et utilisé. Ainsi, le robot est composé de deux segments de longueur l_1 et l_2 possèdant chacun une masse (respectivement m_1 et m_2) supposée ponctuelle et agissant à leur extrémité. Ce modèle est développé dans Craig [Cra89].

L'équation décrivant le comportement du robot est alors :

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta} + V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + \tau_f + \tau_r \tag{1.1}$$

où $M(\theta)$ est la matrice de masse du manipulateur (2×2), $V(\theta, \dot{\theta})$ est un vecteur (2×1) qui comprend les termes reliés aux forces centrifuges et de Coriolis, $G(\theta)$ est un vecteur (2×1) décrivant les forces de gravité, τ_r (2×1) est l'effet des couples extérieurs s'exerçant sur l'extrémité du robot, τ_f (2×1) est l'effet de la friction des

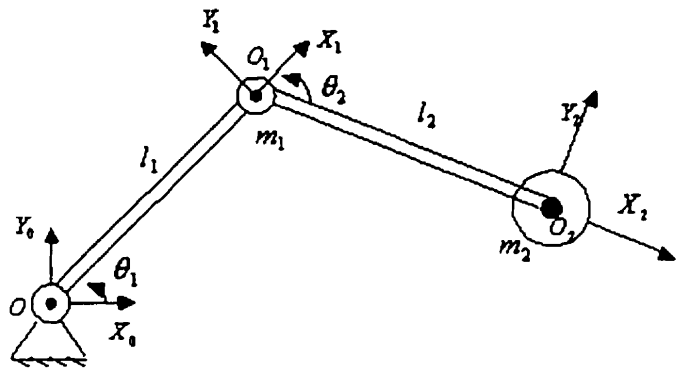


FIG. 1.1 - Schéma du robot

actionneurs et τ est le vecteur (2×1) des couples exercés aux articulations par les actionneurs.

$$\mathbf{M}(\theta) = \begin{pmatrix} m_2 l_2^2 + 2 l_1 l_2 m_2 c_2 + l_1^2 (m_1 + m_2) & l_2^2 m_2 + l_1 l_2 m_2 c_2 \\ l_2^2 m_2 + l_1 l_2 m_2 c_2 & l_2^2 m_2 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{V}(\theta, \dot{\theta}) = \begin{pmatrix} -m_2 l_1 l_2 s_2 \dot{\theta}_2^2 - 2 m_2 l_1 l_2 s_2 \dot{\theta}_1 \dot{\theta}_2 \\ m_2 l_1 l_2 s_2 \dot{\theta}_1^2 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{G}(\theta) = \begin{pmatrix} m_2 l_2 g c_{12} + (m_1 + m_2) l_1 g c_1 \\ m_2 l_2 g c_{12} \end{pmatrix}$$

avec $c_i = \cos(\theta_i)$, $s_i = \sin(\theta_i)$ et $c_{ij} = \cos(\theta_i + \theta_j)$

1.2.2 Coordonnées généralisées

La dynamique du manipulateur peut aussi être exprimée dans l'espace cartésien dans un référentiel lié à la base du robot. Le modèle devient alors [Cra89] :

$$f = M_x(\theta)\ddot{X} + V_x(\theta, \dot{\theta}) + G_x(\theta) + f_r + f_f \tag{1.2}$$

En définissant la matrice Jacobienne du manipulateur $J(\theta)$ telle que :

$$\mathbf{J}(\theta) = \begin{pmatrix} -l_1 s_1 - l_2 s_{12} & -l_2 s_{12} \\ l_1 c_1 + l_2 c_{12} & l_2 c_{12} \end{pmatrix}$$

Alors les différents éléments de l'équation 1.2 sont donnés par :

$$M_x(\theta) = (J(\theta)^{-1})^t M(\theta) J(\theta)^{-1} \tag{1.3}$$

$$V_x(\theta, \dot{\theta}) = (J(\theta)^{-1})^t (V(\theta, \dot{\theta}) - M(\theta)(J(\theta)^{-1})^t \dot{J(\theta)}\dot{\theta}) \tag{1.4}$$

$$G_x(\theta) = (J(\theta)^{-1})^t G(\theta) \tag{1.5}$$

et $\tau = J(\theta)^t f$. Par la suite, l'effet des frottements sera négligé.

1.3 Détermination des références

1.3.1 La tâche à effectuer

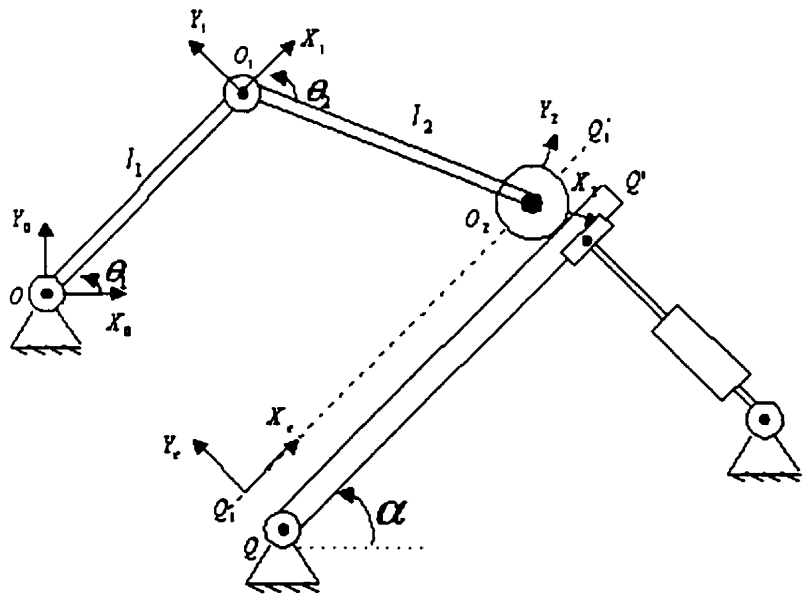


FIG. 1.2 – Schéma du montage avec les référentiels

Le manipulateur doit se déplacer le long d'une poutre oscillant autour de sa position d'équilibre. Le montage est décrit à la figure 1.2. Le mouvement de l'extrémité du robot se fait suivant la droite Q_1Q_1', parallèlement à la droite QQ'. La poutre oscille grâce à un actionneur et son angle α avec l'horizontale est décrit par l'équation suivante :

$$\alpha(t) = \alpha_0 + A_m sin(\omega t + \phi) \tag{1.6}$$

Alors, la vitesse et l'accélération peuvent être déduites :

$$\dot{\alpha}(t) = A_m \omega cos(\omega t + \phi) \tag{1.7}$$

$$\ddot{\alpha}(t) = -A_m \omega^2 sin(\omega t + \phi) \tag{1.8}$$

1.3.2 Évaluation de la force de réaction

Pour simuler le contrôle en force, il est nécessaire d'évaluer la force de réaction entre l'extrémité du robot et l'espace de travail. L'environnement peut être modélisé comme un système masse-ressort [KB86]. Cependant, nous supposerons que la masse de la poutre est très supérieure à celle du robot. Ainsi, lorsque le robot entre en contact avec celle-ci, elle n'est déformée que localement par la force appliquée. En conséquence, il ne sera tenu compte que de la rigidité de la poutre dans l'évaluation de la force de réaction f_r. Cette hypothèse a déjà été utilisée par Lasky [LH91], Hsia [JHB97] et Seraji [SC93]. On supposera, dans les simulations que la rigidité de la poutre est $k = 10000N/m$. Ainsi, on aura :

$$f_r = kh \tag{1.9}$$

avec h, l'amplitude de la pénétration du robot dans la poutre.

1.3.3 Planification de trajectoires

Lorsque le contact est établi avec la poutre, le robot doit se déplacer le long de la poutre. Les références en vitesse, accélération et position que chaque degré de liberté du robot doit suivre pour que le mouvement de l'outil soit rectiligne d'un point à un autre, sont établies de façon à imposer un échelon sur l'accélération de chaque degré de liberté [Cra89]. Il faut cependant imposer deux paramètres : l'accélération maximum et la durée du trajet sur la poutre.

Soit t_d, le temps désiré pour le trajet et acc, l'accélération désirée suivant l'axe lié à la poutre. Le trajet se décompose en une partie parabolique, une partie rectiligne et une autre partie parabolique. Une illusration des références à imposer au manipulateur se trouve à la figure 1.3.

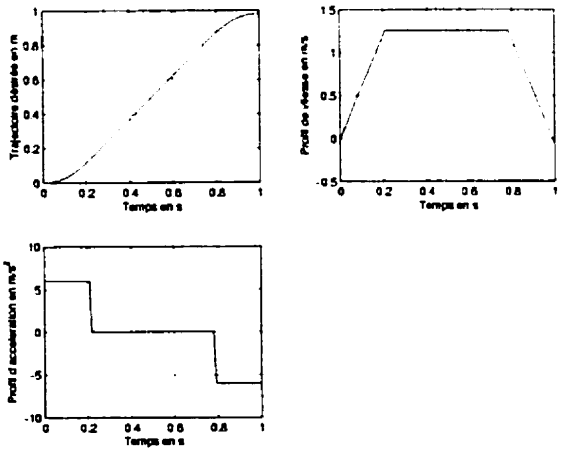


FIG. 1.3 - Références à appliquer à chaque degré de liberté du robot

Soit alors t_b, le temps passé dans chaque partie parabolique :

$$t_b = \frac{t_d}{2} - \frac{\sqrt{(acct_d)^2 - 4acc|x_f - x_0|}}{2acc} \tag{1.10}$$

avec x_f, le point final à atteindre et x_0, le point de départ.

Alors, les équations à programmer seront, dans le repère de la poutre : de $t = 0$ à

t_b :

$$\ddot{x}_c(t) = |x_f - x_0|acc \tag{1.11}$$

$$\dot{x}_c(t) = \ddot{x}_c(t)t \tag{1.12}$$

$$x_c(t) = \frac{\ddot{x}_c(t)}{2}t^2 + x_0 \tag{1.13}$$

de $t_b + dt$ à $t_d - t_b$:

$$\ddot{x}_c(t) = 0 \tag{1.14}$$

$$\dot{x}_c(t) = \ddot{x}_c(t_b) \tag{1.15}$$

$$x_c(t) = \dot{x}_c(t_b)(t - t_b) + x_c(t_b) \tag{1.16}$$

de $t_d - t_b$ à $t_d - t_b + dt$:

$$\ddot{x}_c(t) = -|x_f - x_0|acc \tag{1.17}$$

$$\dot{x}_c(t) = -\ddot{x}_c(t)(t - t_d + t_b) + \dot{x}_c(t_d - t_b) \tag{1.18}$$

$$x_c(t) = \frac{\ddot{x}_c(t)}{2}(t - t_d + t_b)^2 + \dot{x}_c(t_d - t_b)(t - t_d + t_b) + x_c t_d - t_b \tag{1.19}$$

Les équations développées précédemment sont valables dans le repère lié à la poutre. Or, celle-ci peut avoir un angle α avec l'horizontale et le point Q, à la base de la poutre n'est pas forcément confondu avec l'origine du repère cartésien mais peut avoir des coordonnées $\begin{bmatrix} x_Q \\ y_Q \end{bmatrix}$. Il faut donc introduire la matrice de rotation R_α telle que :

$$\mathbf{R}_\alpha = \begin{pmatrix} cos\alpha & -sin\alpha \\ sin\alpha & cos\alpha \end{pmatrix}$$

Comme la poutre est en mouvement, il faut aussi intégrer des informations concernant sa position, vitesse et accélération à un instant donné. Par dérivation de la matrice de rotation, les références suivantes doivent être incluses dans la trajectoire que

le robot doit suivre [Amo98] :

$$\mathbf{X_d} = R_\alpha \begin{bmatrix} x_c \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} x_Q \\ y_Q \end{bmatrix} \tag{1.20}$$

$$\dot{\mathbf{X}}_\mathbf{d} = R_\alpha \begin{bmatrix} \dot{x}_c \\ \dot{\alpha} x_c \end{bmatrix} \tag{1.21}$$

$$\ddot{\mathbf{X}}_\mathbf{d} = R_\alpha \begin{bmatrix} -\dot{\alpha}^2 x_c + \ddot{x}_c \\ \ddot{\alpha} x_c + 2\dot{\alpha}\dot{x}_c \end{bmatrix} \tag{1.22}$$

Les équations (1.6), (1.7) et(1.8) décrivent l'évolution de α dans le temps.

1.3.4 Modélisation des impacts

Pour simuler les impacts intervenant au moment où l'extrémité du robot touche la surface de travail, une modélisation semblable à celle d'Amouzou [Amo98] est utilisée. Ainsi, l'impulsion d'impact sera calculée comme :

$$imp_f = (1+e)[n \cdot M_x^{-1} n](\dot{x}_{t-} - v_{p_2}) \cdot n \tag{1.23}$$

avec :

- e le coefficient de restitution (choisi égal à 0.65)
- n vecteur unitaire normal au point de contact
- $M_x = (J^{-1})^t(\theta) M(\theta) J(\theta)^{-1}$
- $\dot{x}_{t-}$ vecteur des vitesses de l'outil avant impact
- v_{p_2} vecteur de vitesse de la poutre au point de contact

L'impulsion d'impact est modélisée comme une impulsion rectangulaire ou une fonction de Gauss dont l'intégrale sur la durée de l'impact est égale à l'impulsion d'impact imp_f. La vitesse après impact $\dot{x}_{t+}$ sera alors déterminée en supposant que la masse de l'environnement est très supérieure à celle du robot, grâce à la formule :

$$\dot{x}_{t+} = \dot{x}_{t-} + [(1+e) M_x^{-1} (n \cdot M_x^{-1} n](\dot{x}_{t-} - v_{p_2}) \cdot n] n \tag{1.24}$$

Des hypothèses semblables à celles de Lokhorst et Mills [LM90] seront aussi admises, à savoir que toute déformation qui apparaît au moment de la collision n'affecte que l'environnement, qu'après la déformation, la surface revient à son état original et que le temps que dure la collision est assez faible pour que l'environnement ne bouge pas de sa position d'équilibre.

1.4 Contrôle discontinu

1.4.1 Principe

La tâche que le manipulateur doit effectuer se décompose en déplacements dans l'espace libre et dans l'espace contraint. D'après une étude précédente [Amo98], l'implantation d'un contrôleur discontinu serait la meilleure solution d'un point de vue de stabilité et de minimisation des impacts. Le principe de cette stratégie est d'utiliser deux algorithmes de commande : un pour le déplacement dans l'espace libre et l'autre pour le contrôle en force [ML93].

La principale difficulté sera de bien déterminer le moment où la commutation devra s'effectuer. Il est possible d'utiliser la logique de commutation suivante [TWXI96b] :

$$\begin{aligned} A &: (i) f_r < f_{sw} \quad or \quad (ii) f_r = f_{sw} \quad and \quad \dot{y}_c(t) > 0 \\ B &: (i) f_r > f_{sw} \quad or \quad (ii) f_r = f_{sw} \quad and \quad \dot{y}_c(t) \leq 0 \end{aligned} \tag{1.25}$$

Ainsi si A est vrai alors le contrôle en position est appliqué et si B est vrai, le contrôle en force s'effectue. f_{sw} est la force minimum détectable par le capteur et dépend de sa sensibilité. Dans les simulations réalisées, $f_{sw} = 0$. A correspond au fait que la force mesurée est moins élevée que la force minimum détectable et B au fait que la force mesurée est inférieure à f_{sw}. Lorsque la force de réaction est égale à la force minimum détectable, le choix du contrôleur s'effectue en fonction de la direction du déplacement de l'extrémité du robot : le contrôleur doit agir de façon à toujours garder le contact. La stabilité de ce contrôleur a était étudiée par Tarn, Wu, Xi et

Isidori [TWXI96a]. Dans la même publication, il est aussi montré que s'il y a perte de contact après impact, le manipulateur va reprendre un contact avec l'environnement après un nombre fini de commutations.

1.4.2 Contrôle en position

Lorsque le manipulateur se déplace dans l'espace libre, la stratégie de commande adoptée est celle du couple précalculé [FGL87]. Il serait aussi possible d'utiliser un algorithme auto-adaptatif [SL87] mais il est considéré que le modèle du manipulateur est bien connu et que les masses des segments ne changent pas durant tout le mouvement. Le contrôleur cinétique sera donc de type PID et de la forme :

$$\ddot{X}^* = \ddot{X}_d + K_p(X_d - X) + K_d(\dot{X}_d - \dot{X}) + K_i \int (X_d - X)dt \qquad (1.26)$$

X représente le vecteur de coordonnées généralisées de l'extrémité de l'outil. Alors, le vecteur de couples commandés aux actionneurs sera :

$$\tau = J(\theta)^t(V_x(\theta, \dot{\theta}) + G_x + M_x\ddot{X}^*) \qquad (1.27)$$

La figure 1.4 illustre la structure de ce contrôleur.

Ainsi, en contrôlant l'accélération du manipulateur et en compensant les termes non-linéaires, une loi de commande linéaire et découplée est utilisée pour commander le manipulateur.

1.4.3 Contrôle en force

1.4.3.1 Introduction

Il existe deux grandes classes de contrôleurs en force pour les robots manipulateurs. La première est le contrôle hybride force/position présenté par Craig [CR81] ou DeSantis [DeS96]. Il s'agit d'exercer une force dans une direction et de se déplacer dans une autre. Le deuxième type de contrôleur est le contrôle d'impédance introduit par Hogan [Hog87].

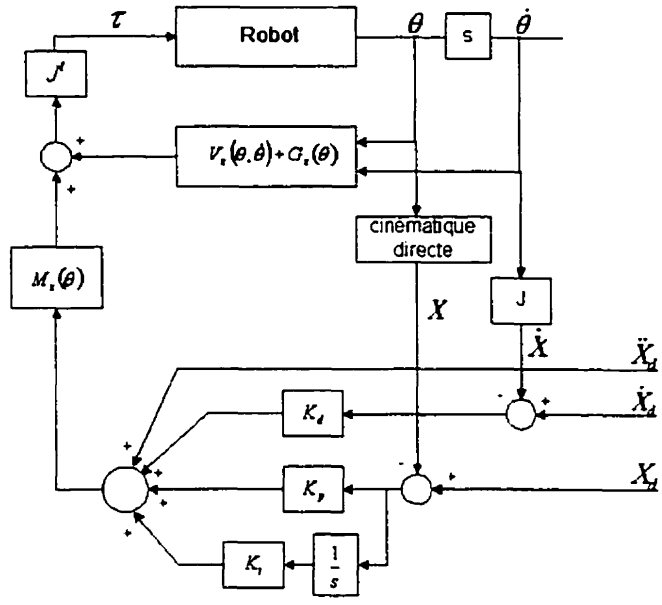


FIG. 1.4 – Schéma-bloc de l'algorithme du couple précalculé

Dans cette approche, le contrôle s'effectue sur l'impédance du manipulateur, c'est-à-dire l'interaction mécanique entre le robot et son environnement. Ce contrôleur a été testé et son efficacité démontrée par plusieurs chercheurs , notamment Lasky et Hsia [LH91], Pelletier [Pel96] ou encore Seraji et Colbaugh [SC93].

1.4.3.2 Contrôleur hybride force/position

Dans l'espace contraint, le couple précalculé ne s'applique plus car il faut tenir compte de la force appliquée par le manipulateur. Il a été montré en simulation par Amouzou [Amo98] que le contrôleur hybride force/position donne de bons résultats. Le principe de ce contrôle est d'exercer une force dans une direction et de se déplacer dans une autre, perpendiculaire à la première. Lors d'expérimentations, ce type de contrôle s'est aussi montré efficace. Cependant, la loi proposée par Craig et Raibert [CR81] ne tenait pas compte de la dynamique du robot. Or An et Hollerbach [AH87] ont montré que pour un manipulateur similaire à celui utilisé ici, le contrôleur hybride force/position pouvait devenir instable dans certaines configurations. DeSantis [DeS96] a amélioré cette loi de commande en rajoutant la compensation des éléments non-

linéaires comme pour l'algorithme du couple précalculé.

La loi de commande modifiée est alors :

$$\tau = J^t(\theta)(V_x(\theta,\dot{\theta}) + G_x(\theta) + M_x(\theta)\Pi_x(\ddot{X}_d + K_p(X_d - X) + K_d(\dot{X}_d - \dot{X})) + \\ + \Pi_f(f_d + k_f(f_d - f_r) + k_i \int (f_d - f_r)dt)) \quad (1.28)$$

Ce contrôleur est de type Proportionnel-Dérivé en position et de type Proportionnel-Integral en force. Il est nécessaire de faire un compromis car il ne sera pas possible d'annuler en même temps les erreurs de position et de force. La figure 1.5 montre le schéma-bloc du contrôleur hybride froce/position. Le terme Π_x permet de sélectionner

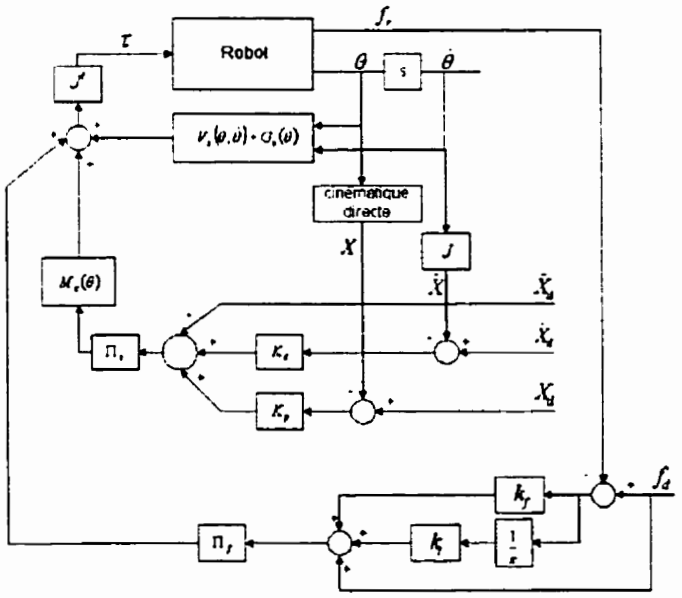


FIG. 1.5 - Schéma-bloc du contrôleur hybride force/position

les degrés de liberté utilisés pour le déplacement tandis que le terme $\Pi_f = I - \Pi_x$ sélectionne les degrés de liberté utilisés pour exercer la force désirée. En se plaçant dans le repère lié à la poutre, le déplacement s'effectue le long de l'axe X_c donc :

$$\Pi_{X_c} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (1.29)$$

Pour effectuer le contrôle dans l'espace cartésien, il faut alors multiplier par la matrice de rotation, alors :

$$\Pi_x = R_\alpha \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{1.30}$$

$$\Pi_f = R_\alpha (I - \Pi_x) \tag{1.31}$$

1.4.3.3 Difficultés de simulation d'un contrôleur hybride force/position

En simulation, l'implantation d'une telle loi de commande ne fonctionne pas. En effet, en utilisant la loi de commande de l'équation 1.28 et en n'utilisant qu'un contrôleur proportionnel sur la force, on obtient, dans l'espace cartésien, l'équation suivante :

$$f = V_x + G_x + M_x \Pi_x (\ddot{x}_d + K_d \dot{e}_x + K_p e_x) + \Pi_f (f_d + k_f (f_d - f_r)) \tag{1.32}$$

en posant

$$\begin{aligned} e_x &= X_d - X \\ \dot{e}_x &= \dot{X}_d - \dot{X} \end{aligned} \tag{1.33}$$

X représente le vecteur de coordonnées de l'outil dans le plan cartésien. On remplace dans l'expression de la force dans l'équation (1.2) :

$$M_x \Pi_x (\ddot{X}_d + K_d \dot{e}_x + K_p e_x) + \Pi_f (f_d + k_f (f_d - f_r)) = M_x \ddot{X} + f_r \tag{1.34}$$

Or :

$$\Pi_x + \Pi_f = I \tag{1.35}$$

Remplacé dans (1.34) donne :

$$M_x \Pi_x (\ddot{X}_d + K_d \dot{e}_x + K_p e_x) + \Pi_f (f_d + k_f (f_d - f_r) - M_x (\Pi_x + \Pi_f)) \ddot{X} - f_r = 0 \tag{1.36}$$

Soit :

$$\ddot{e}_x = \ddot{X}_d - \ddot{X} \tag{1.37}$$

alors (1.36) devient,

$$M_x \Pi_x (\ddot{e}_x + K_d \dot{e}_x + K_p e_x) + \Pi_f (-M_x \ddot{X} + f_d - f_r + k_f (f_d - f_r)) = 0 \tag{1.38}$$

Or, les gains K_p et K_d sont choisis pour que la dynamique de l'erreur tende vers 0. De plus, la force appliquée par le manipulateur sur la poutre est fonction d'une longueur. D'après l'équation 1.9, on peut écrire :

$$f_d - f_r = k(X_d - X) \tag{1.39}$$

X_d étant la position désirée de l'extrémité du manipulateur en considérant la déformation de l'environnement. Alors :

$$M_x \Pi_f \ddot{X} - \Pi_f (1 + k_f) k (X_d - X) = 0 \tag{1.40}$$

La matrice de découplage Π_f permet de ne considérer le système que dans la direction de l'axe Y_c (voir la figure 1.2). Soit y, l'ordonnée de l'outil dans le référentiel $X_c Y_c$ lié à la poutre. Alors :

$$m_{Y_c} \ddot{y} - k(1 + k_f)(y_d - y) = 0 \tag{1.41}$$

$$\Rightarrow m_{Y_c} \ddot{y} + k(1 + k_f) y = k(1 + k_f) y_d \tag{1.42}$$

En passant par la transformée de Laplace, l'équation précédente devient la fonction de transfert suivante :

$$\frac{y}{y_d} = \frac{k(1 + k_f)}{m_{Y_c} s^2 + k(1 + k_f)} \tag{1.43}$$

Or $k(1 + k_f)$ est supérieur à zéro, donc les pôles de la fonction de transfert seront $p_{12} = \pm i\sqrt{k(1 + k_f)}$. Les deux pôles sont imaginaires purs, et le système réagira donc

comme un oscillateur non-amorti. Il ne sera donc pas possible de contrôler la force exercée par le robot avec cette loi de commande en simulation.

1.4.3.4 Modification au contrôleur hybride force/position

Pour remédier au problème suscité, il faut introduire un gain sur la dérivée de la force de réaction. Malheureusement, effectuer une différenciation sur la mesure de la force entraîne des signaux très bruités. Cependant, il a été considéré que la force était proportionnelle à la différence entre la position du manipulateur et celle de l'environnement (cf. équation 1.9). En dérivant cette équation, une expression de la dérivée de la force est obtenue :

$$\dot{f}_r = -k\dot{y} \tag{1.44}$$

Ainsi, dans notre cas, en incluant un gain k_v sur la vitesse de l'outil dans le sens de la force [KB86], il sera alors possible d'obtenir la convergence de la force vers sa référence. L'équation 1.43 devient alors :

$$\frac{y}{y_d} = \frac{k_v s + k(1+k_f)}{m_{Y_c} s^2 + k_v s + k(1+k_f)} \tag{1.45}$$

Il en résulte que la loi de commande en force doit être de type Proportionnelle-Dérivée. Or, comme m_{Y_c} et $k(1+k_f)$ sont strictement positifs, la stabilité sera assurée si k_v est positif aussi. Le rajout d'un gain intégral est toujours possible.

La loi de contrôle à implanter devient alors :

$$\tau = J^t(\theta)(V_x(\theta,\dot{\theta}) + G_x(\theta) + M_x(\theta)\Pi_x(\ddot{X}_d + K_p(X_d - X) + K_d(\dot{X}_d - \dot{X}) + \\ + \Pi_f(f_d + k_f(f_d - f_r) + k_i \int (f_d - f_r)dt + k_v R_\alpha^{-1}\dot{X})) \tag{1.46}$$

1.4.3.5 Contrôleur d'impédance

L'impédance que le robot doit suivre est régie par l'équation [PD94] :

$$M_r(\ddot{X}_d - \ddot{X}) + B_r(\dot{X}_d - \dot{X}) + K_r(X_d - X) = -R_\alpha f_r \tag{1.47}$$

M_r, B_r et K_r sont respectivement la masse, l'amortissement et la rigidité désirée du manipulateur. En ajoutant la force désirée f_d ramenée dans le repère cartésien de f_r, et en posant $K_r = 0$ [JHB97], alors :

$$M_r(\ddot{X}_d - \ddot{X}) + B_r(\dot{X}_d - \dot{X}) + R_a f_r - R_a f_d = 0 \tag{1.48}$$

L'équation 1.48 est asymptotiquement stable [JHB97], même si k n'est qu'estimé. Le gain M_r peut alors être choisi empiriquement de façon à obtenir un bon régime transitoire.

La loi de commande qui sera implantée sera avec l'hypothèse que les frottements sont négligeables est :

$$\tau = J^t(G_x(\theta) + V_x(\theta,\dot{\theta}) + R_a f_r + M_x(\theta)(\ddot{X}_d + M_r^{-1}B_r(\dot{X}_d - \dot{X}) + M_r^{-1}R_a(f_r - fd)) \tag{1.49}$$

Le schéma-bloc du contrôleur d'impédance est représenté à la figure 1.6.

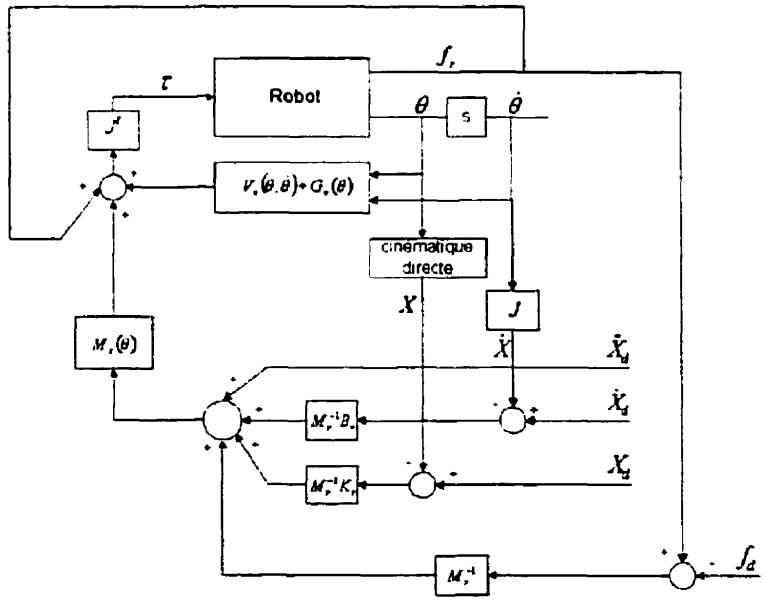


FIG. 1.6 - Schéma-bloc du contrôleur d'impédance

Le contrôle s'effectue uniquement sur l'accélération du manipulateur étant donné

que les autres termes sont compensés. A la différence du contrôleur hybride force/position, le contrôle sur la force est lié au contrôle en position et non pas découplé dans une direction perpendiculaire.

1.4.3.6 Contrôleur hybride force/impédance

L'idée principale de ce type de contrôle est d'allier des caractéristiques du contrôle hybride force/position et du contrôle d'impédance. Comme pour le contrôle hybride, le contrôleur hybride d'impédance divise l'espace opérationnel en deux sous-espaces : un pour contrôler la force, l'autre la position, mais il a aussi l'avantage de surveiller l'impédance [AS87].

Dans la direction du déplacement, le contrôle d'impédance est utilisé et dans la direction de la force, une inertie et un amortissement désirés sont ajoutés pour améliorer le comportement dynamique du manipulateur [LG91].

Il faut donc réintroduire les matrices Π_f et Π_x qui sont identiques à celles définies aux équations 1.30 et 1.31. Alors la loi de commande sera [LG91] :

$$\ddot{X}^* = M_r^{-1}[f_r - \Pi_f f_d + B_r(\Pi_x \dot{X}_d - \dot{X}) + K_r \Pi_x (X_d - X)] + \Pi_x \ddot{X}_d \qquad (1.50)$$

donc, le couple commandé aux actionneurs sera :

$$\tau = J^t(M_x(\theta)\ddot{X}^* + V_x(\theta, \dot{\theta}) + G_x(\theta) + f_r) \qquad (1.51)$$

La représentation de l'équation 1.51 se trouve à la figure 1.7

1.5 Conclusion

Dans ce chapitre, la modélisation du système en étude : le robot et son environnement ont été présentés sinsi que les lois de contrôle qui seront programmées en simulation. Principalement, l'étude porte sur l'implantation du contrôleur discontinu mais les lois de contrôle en force peuvent être de plusieurs types (hybride ou impé-

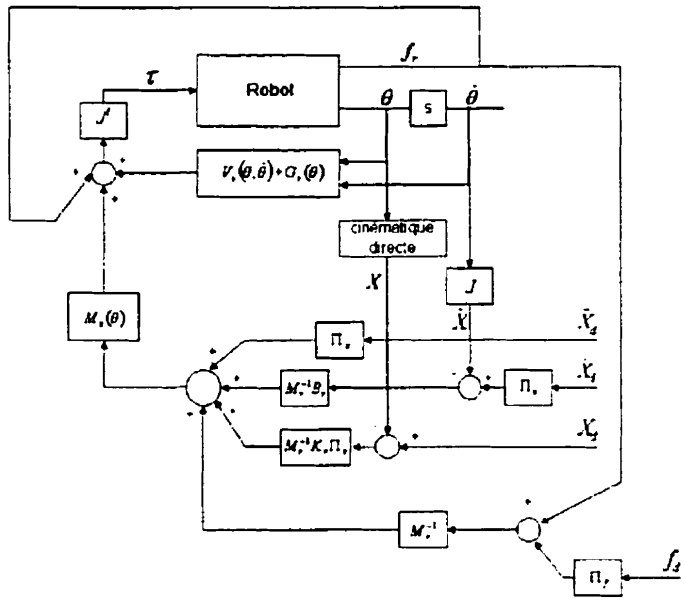


FIG. 1.7 - Schéma-bloc du contrôleur hybride force/impédance

dance), c'est pourquoi il serait intéressant de les comparer à l'intérieur d'une loi de contrôle discontinue.

De plus, pour la simulation, divers points ont été négligés comme la modélisation des capteurs ou les frottements des actionneurs. Dans le cadre d'expérimentations, ils deviendront de vrais problèmes et feront l'objet de chapitres ultérieurs.

CHAPITRE II

SIMULATIONS

2.1 Introduction

Dans ce chapitre, les performances du contrôleur discontinu sont étudiées. Les trois algorithmes de contrôle en force/position présentés dans le premier chapitre sont comparés.

Les simulations présentées ici se veulent une étude préliminaire relativement succinte avant l'implantation sur le banc d'essai. Ainsi, plusieurs approximations sont effectuées : le couple disponible aux actionneurs est infini, les actionneurs sont idéaux (pas de frottements, ni de constante de temps).

La première partie de ce chapitre concerne le suivi de trajectoire lorsque le manipulateur commence son trajet en contact avec l'environnement fixe ou en mouvement. La deuxième partie concerne le contrôle discontinu proprement dit. Dans ce cas, les conditions initiales du robot sont dans l'espace libre et l'extrémité du manipulateur doit entrer en contact avec l'environnement et appliquer une force en se déplaçant.

2.2 Paramètres du robot

Le robot étant un manipulateur planaire composé de deux membrures, chacune a une masse et une longueur propre. Leurs valeurs se trouvent dans le tableau 2.1.

	segment 1	segment 2
masses (kg)	1	0.5
longueurs (m)	0.6	0.3

TAB. 2.1 – Masses et longueurs du manipulateur en simulation

2.3 Maintien de contact

2.3.1 Poutre fixe

2.3.1.1 Paramètres de simulation

Lorsque la poutre est fixe, son angle α avec l'horizontale est de 45 degrés. La force désirée est de 1 N. Le robot se déplace le long de la poutre sur une distance de $0.2m$. Les équations de planification de trajectoires sont paramétrisées avec un temps désiré de trajet le long de la poutre, t_d, de 0.5 secondes et une accélération de 6 $m.s^{-2}$. Une fois le trajet effectué, le manipulateur continue à appliquer la force désirée à son point d'arrivée. Le couple disponible aux actionneurs est considéré comme infini. A l'instant initial, le manipulateur est en contact avec l'environnement mais n' applique pas de force.

La période d'échantillonnage est égale à 10^{-4} s.

Les courbes des erreurs de position et de vitesse en fonction du temps sont données par rapport au repère lié à l'environnement X_cY_c lorsque le robot est en contact. Ainsi, l'erreur sur l'ordonnée en fonction du temps a la même allure que l'erreur en force parce qu'il est considéré que l'environnement est tout à fait rigide, donc qu'il n'y a pas d'amortissement.

2.3.1.2 Contrôle hybride force/position

D'après l'équation 1.46, la dynamique du contrôleur en position est donnée par un modèle du second ordre si la composant integrale est nulle. La fréquence naturelle est de 35 rad/s et l'amortissement égal à 1. Le choix de k_v est, lui, arbitraire. Les gains utilisés sont alors :

- $K_d = diag(70, 0)$
- $K_p = diag(1225, 0)$
- $k_f = diag(0, 1)$
- $k_i = diag(0, 0)$
- $k_v = diag(0, 100)$

Pour ce premier essai, le robot commence son mouvement en contact avec l'environnement mais sans appliquer de force. La figure 2.1 montre que la force converge bien vers sa référence et le trajet effectué par l'outil dans le plan cartésien. Le temps de réponse de la force est inférieur à 0.1 s. Le manipulateur ne perd jamais le contact avec son environnement. Les erreurs de position résiduelles viennent traduire la déformation de l'environnement sous l'effet de la force appliquée par le manipulateur.

Le suivi de vitesse le long de l'axe X_c a bien une forme trapézoïdale. Selon l'autre axe, la vitesse revient à 0 après un transitoire qui correspond au temps qu'il faut à la force pour converger vers son régime permanent. Ce résultat est correct dans la mesure où le manipulateur exerce sa pression dans la direction de Y_c. Ainsi quand la force est constante, la vitesse selon cet axe est nulle.

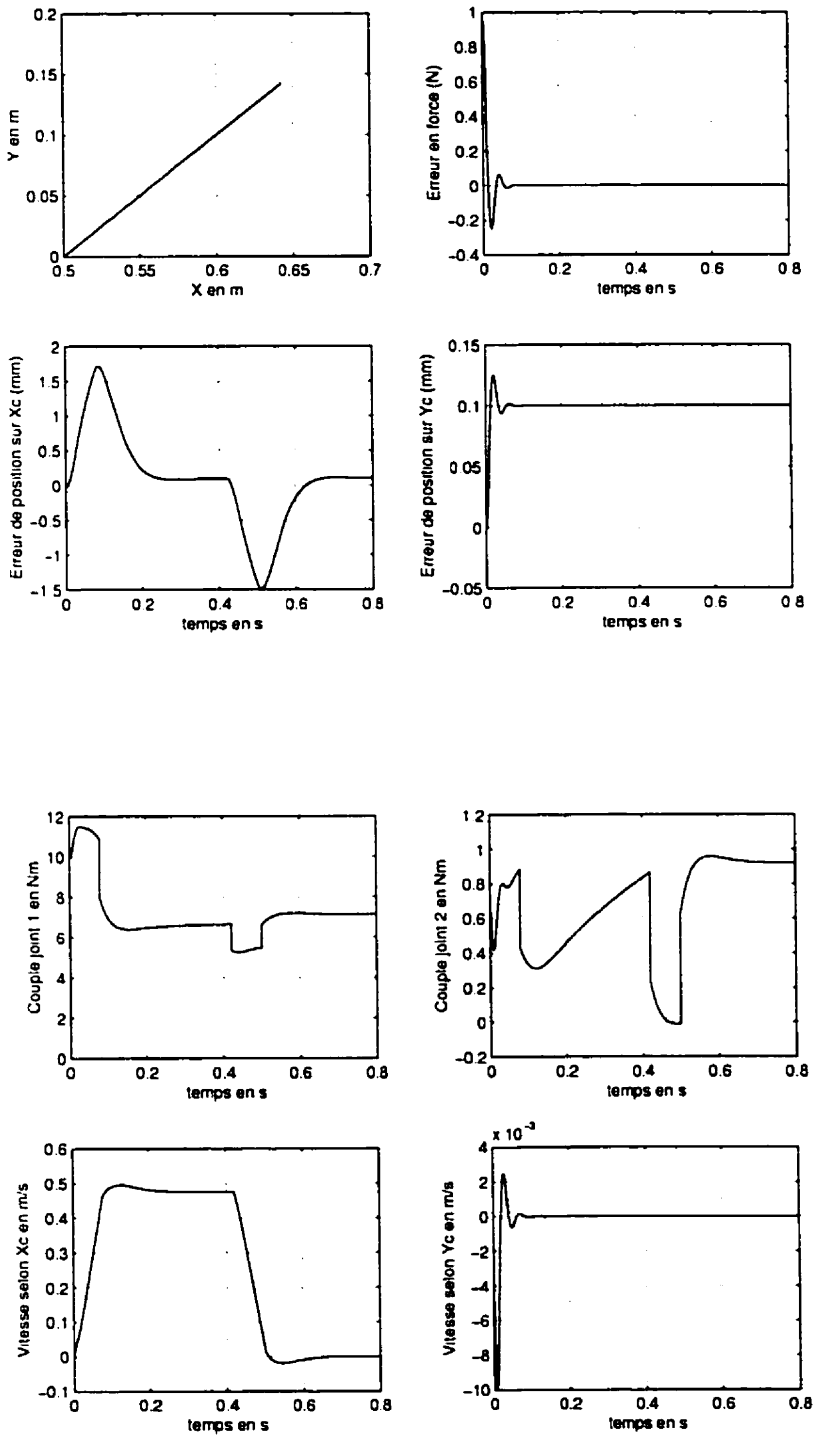


FIG. 2.1 – Contrôle hybride, poutre fixe : maintien de contact

2.3.1.3 Contrôle d'impédance

Les gains du contrôleur sont (cf. équation 1.49) :

- $M_r = diag(1, 1)$
- $B_r = diag(141.4, 141.4)$
- $K_r = diag(0, 0)$

Le gain B_r est choisi d'après la connaissance de $k = 10000$ N/m , la rigidité de la poutre pour que la réponse de l'erreur de position ait un amortissement de $\xi = 0.707$ et une pulsation $\omega_n = 100$. Lors d'expérimentations, la valeur de k n'est à priori pas ou mal connue, il est donc nécessaire de faire une série d'essais-erreurs pour régler les gains B_r et M_r correctement ; dans ce cas il est préféreable de prendre B_r important pour avoir un amortissement élevé, ainsi, le régime transitoire de la réponse en force s'en trouve amélioré [JHB97]. La figure 2.2 montre qu'avec le contrôleur d'impédance, il est possible de faire atteindre la force désirée par le manipulateur tout en suivant une trajectoire désirée. La valeur de la force converge vers sa référence en moins de 0.1 seconde. Il n'y a pas de perte de contact pendant le trajet.

Comme pour le contrôle hybride force/position, la vitesse selon Y_c retourne à 0 une fois que la force exercée par le robot est constante.

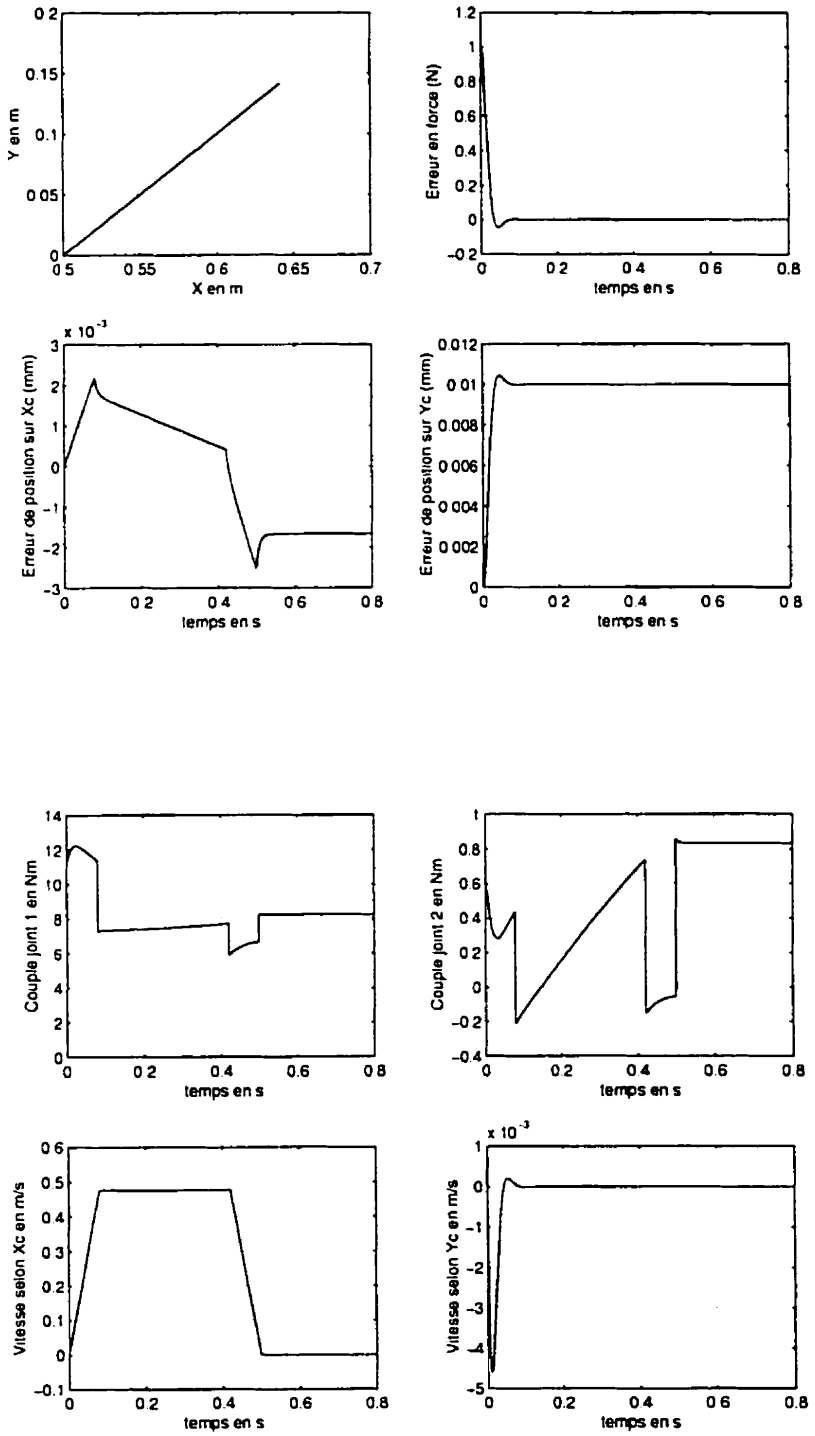


FIG. 2.2 – Contrôle d'impédance, poutre fixe : maintien de contact

2.3.1.4 Contrôle hybride force/impédance

Les gains du contrôleur sont (équation 1.51) :

- $M_r = diag(1, 1)$
- $B_r = diag(21.2, 21.2)$
- $K_r = diag(225, 225)$

Le choix des gains est effectué en choisissant la pulsation naturelle du contrôleur à 15 rad/s et l'amortissement à 0.707. La réponse en force est très oscillante comme le montre la figure 2.3. Le suivi de trajectoire est correct mais le suivi de vitesse n'est pas très performant.

2.3.1.5 Conclusion

Pour ces essais, il apparaît que les contrôleurs sont tous les trois capables de réaliser la tâche qui leur est assigné. Le contrôleur hybride force/position présente plus d'oscillations et est plus lent que le contrôleur d'impédance mais ce fait est attribuable au choix des gains. Le contrôleur hybride force/impédance est, lui, très oscillant. Pour améliorer ses performances, il faudrait augmenter l'amortissement mais dans ce cas là, le suivi de trajectoire sera moins bon. Il s'agit de faire un compromis entre la force exercée et le suivi de trajectoire.

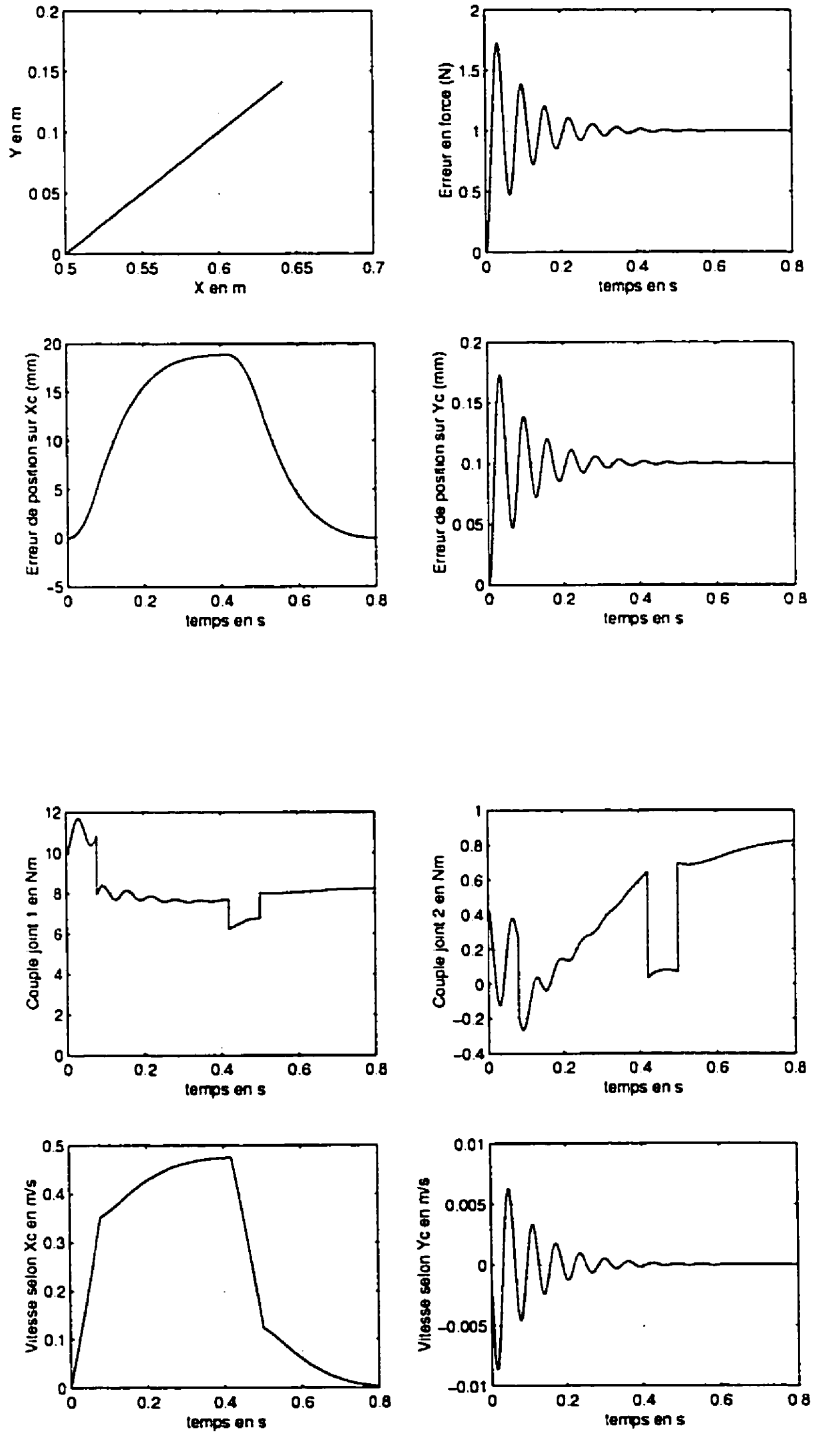


FIG. 2.3 – Contrôle hybride force/impédance, poutre fixe : maintien de contact

2.3.2 Poutre mobile dont le mouvement est connu

2.3.2.1 Paramètres de simulation

Maintenant que les contrôleurs ont été testés sur une poutre fixe, il s'agit maintenant de passer à un support en mouvement. L'angle de la poutre avec l'horizontale oscille autour de sa position d'équilibre qui est toujours de 45 degrés. L'amplitude des oscillations, A_m, est fixée à 0.035 m et la fréquence d'oscillation à 0.5 Hz. Les références en force et le suivi de trajectoire le long de la poutre restent identiques. De plus, les états de la poutre sont considérés connus à chaque instant.

La période d'échantillonnage est égale à 10^{-4} s.

2.3.2.2 Contrôle hybride force/position

Les gains utilisés sont :

- $K_p = diag(70, 0)$
- $K_d = diag(1225, 0)$
- $k_f = diag(0, 10)$
- $k_i = diag(0, 0)$

Les gains du contrôleur en position sont choisis comme précédemment. Le gain sur l'erreur de force est plus important que quand la poutre est fixe pour diminuer le temps de réponse et pour que le contrôleur soit plus sensible aux variations de position de la poutre. Comme le gain proportionnel sur la force est plus élevé qu'auparavant, il y a plus d'oscillations dans la réponse comme le montre la figure 2.4. Le temps de réponse est sensiblement identique à celui obtenu avec la poutre fixe (soit environ 0.1 s). Cependant, le régime permanent ne garde pas une valeur constante, la valeur de la force a de très légères variations dues au mouvement de la poutre ; l'outil suit bien sa trajectoire assignée.

La vitesse le long de Y_c devient, lorsque la réponse en force est en régime permanent, la même que celle de la poutre. En effet, le manipulateur doit suivre le mouvement de l'environnement pour être capable d'y exercer une force constante.

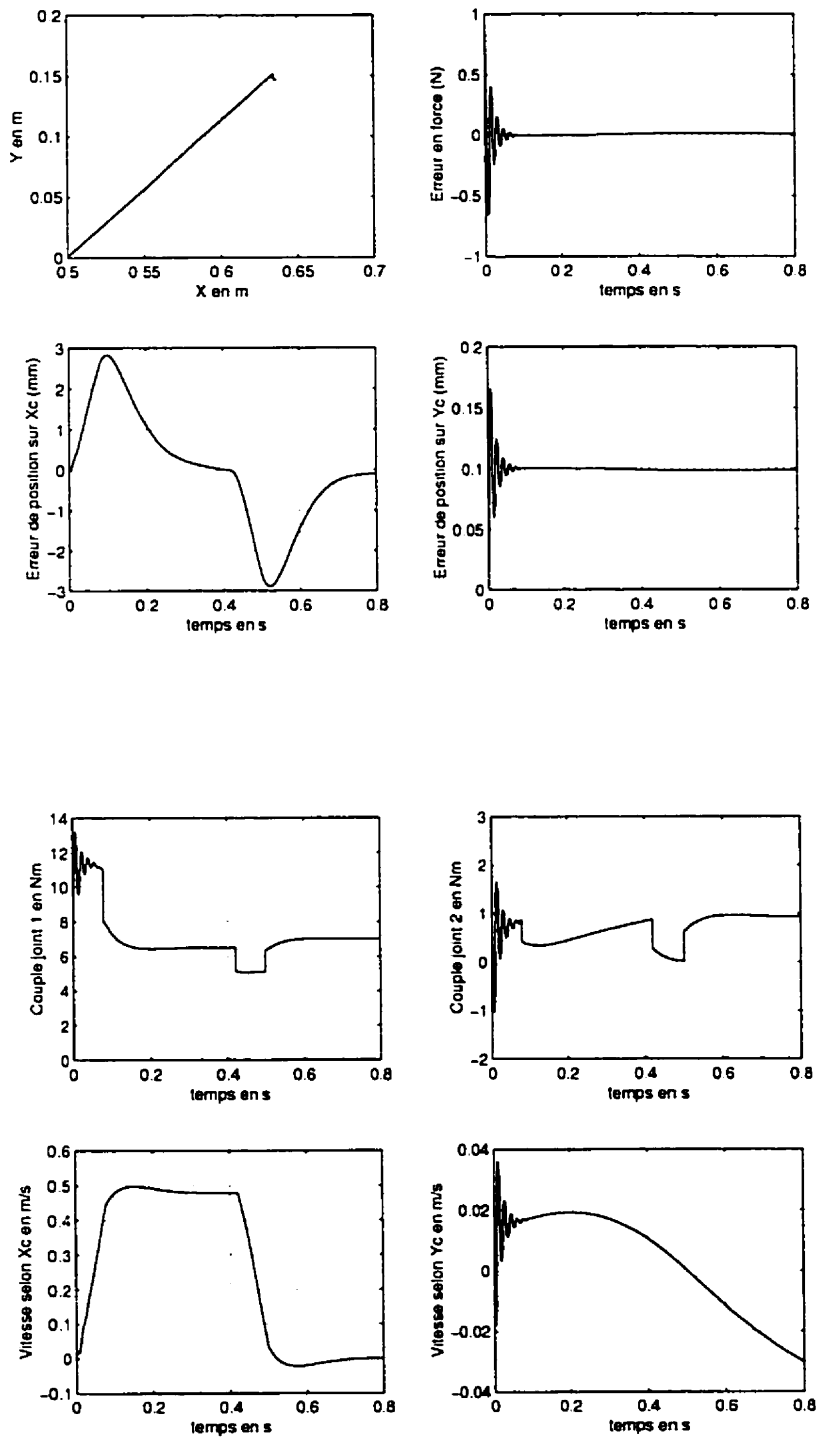


FIG. 2.4 – Contrôle hybride, poutre mobile : maintien de contact

2.3.2.3 Contrôle d'impédance

Les gains du contrôleur sont :

- $M_r = diag(1, 1)$
- $B_r = diag(141.4, 141.4)$
- $K_r = diag(0, 0)$

Les résultats se trouvent à la figure 2.5. La force converge en 0.1 seconde environ vers sa référence avec un dépassement de 30 %. L'outil ne perd jamais le contact avec l'environnement et suit bien sa trajectoire désirée. Le régime transitoire de la force est très peu oscillant à cause de la valeur élévée de B_r. Ainsi, le système est très amorti.

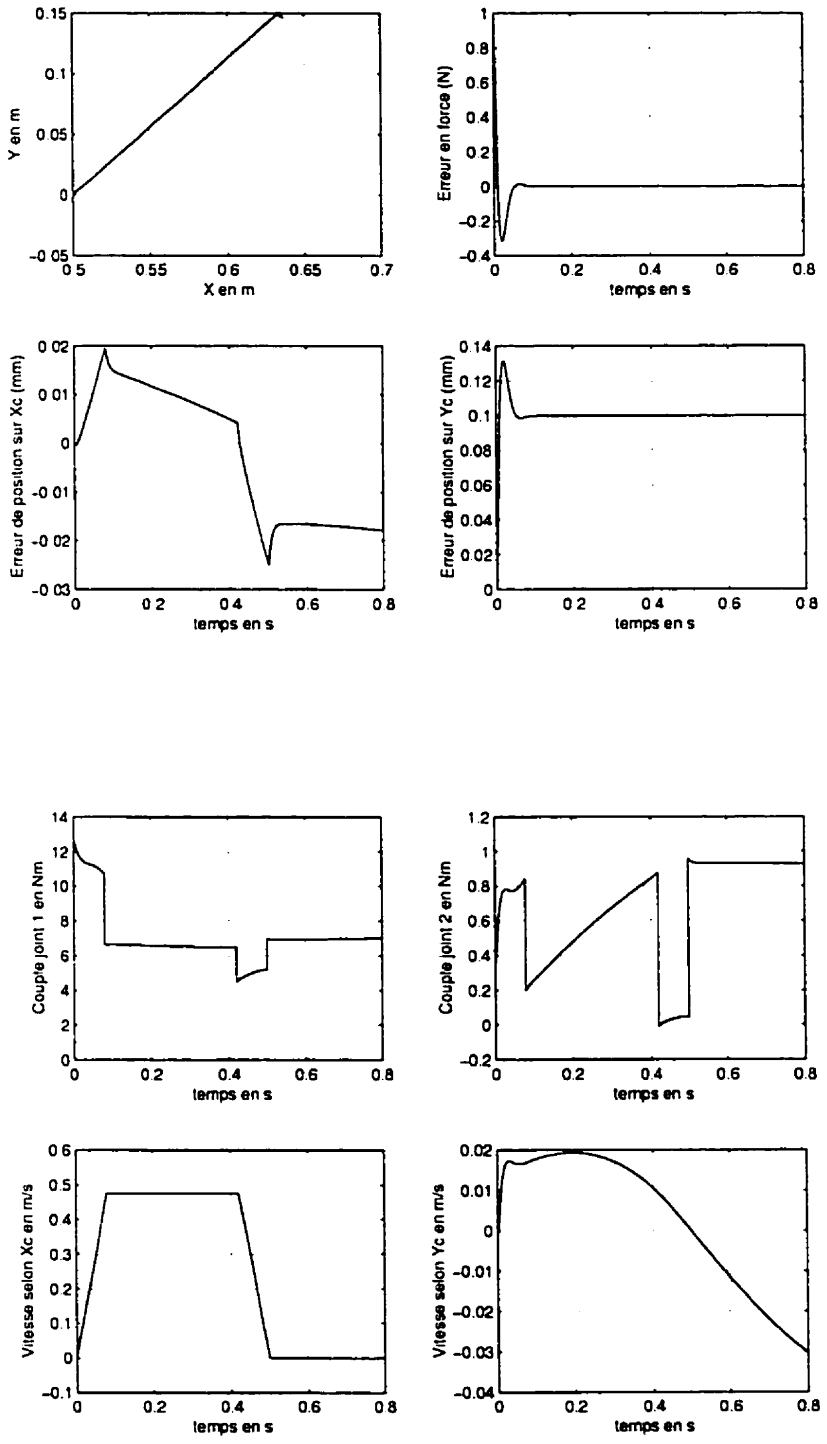


FIG. 2.5 – Contrôle d'impédance, poutre mobile : maintien de contact

2.3.2.4 Contrôle hybride force/impédance

Les gains du contrôleur sont :

- $M_r = diag(1, 1)$
- $B_r = diag(141.4, 141.4)$
- $K_r = diag(0, 0)$

La figure 2.6 montre que le contrôleur est incapable de d'annuler l'erreur en force. Le suivi de trajectoire est correct mais le mouvement de la poutre ne permet pas au contrôleur d'effectuer un bon contrôle en force. Il faut donc introduire un gain proportionnel, β, sur l'erreur en force comme pour le contrôleur hybride force/position [BTC96].

L'équation 1.50 peut alors être réécrite :

$$\ddot{X}^* = M_r^{-1}[(\beta(f_r - \Pi_f f_d) + \Pi_x f_r + B_r(\Pi_x \dot{X}_d - X) + K_r \Pi_X (X_d - X)] + \Pi_x \ddot{X}_d \quad (2.1)$$

A la figure 2.7, $\beta = 10$, alors le suivi de trajectoire est toujours correct mais, cette fois, l'erreur en force converge vers 0. La tâche est donc réalisée correctement.

2.3.2.5 Conclusion

Les trois contrôleurs en force ont montré qu'ils étaient capables de réaliser la tâche qui leur a été assignée. Cependant, les deux contrôleurs hybrides ont besoin d'un gain supérieur à 1 sur l'erreur de force sinon, la force appliquée ne rejoint pas sa référence. La conséquence directe de ce rajout est la présence d'oscillation pendant le régime transitoire. Le contrôleur d'impédance, quant à lui, ne présente pas ces problèmes et présente des performances similaires à celles obtenues lorsque la poutre est fixe.

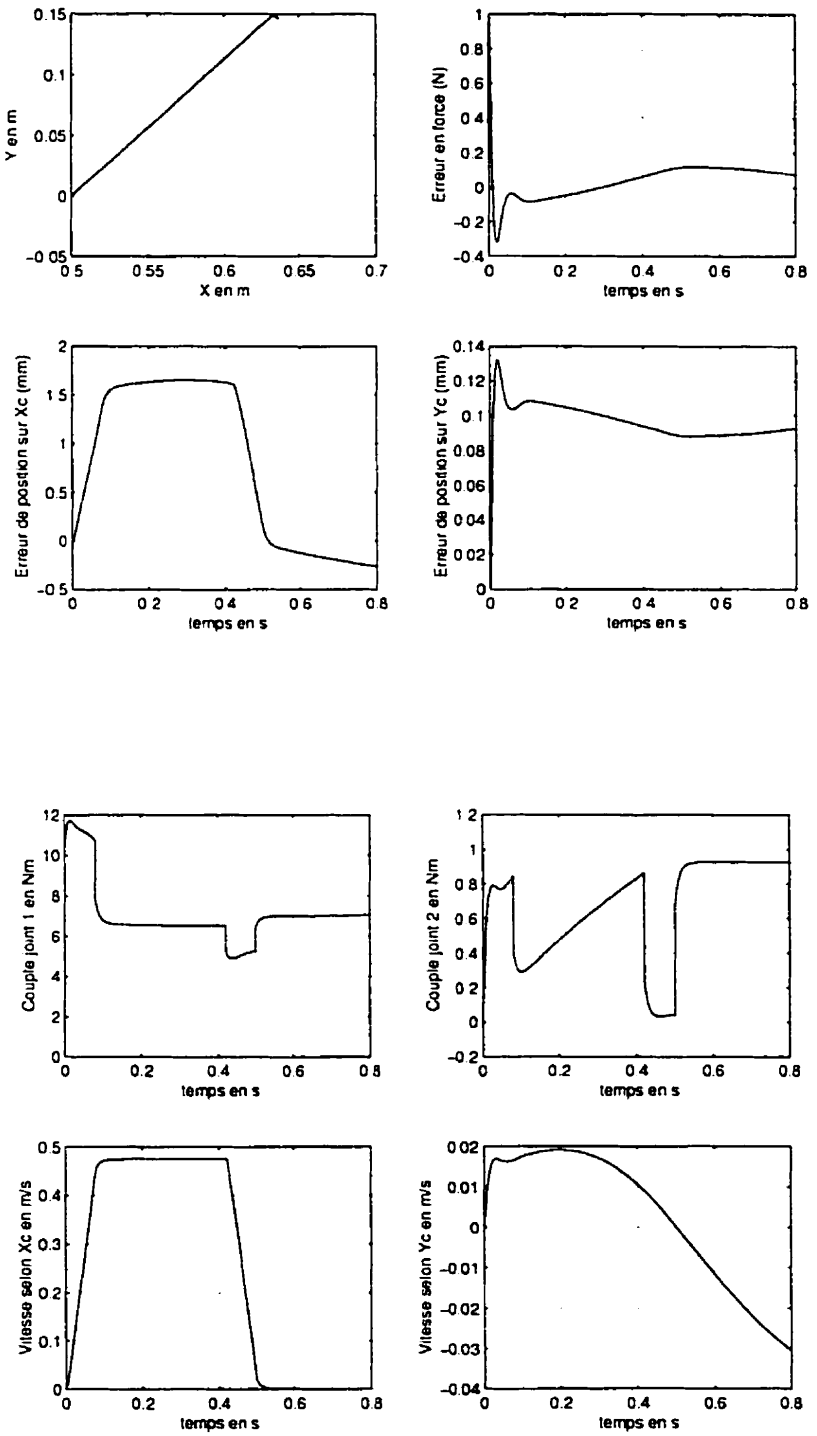


FIG. 2.6 – Contrôle hybride force/impédance, poutre mobile : maintien de contact

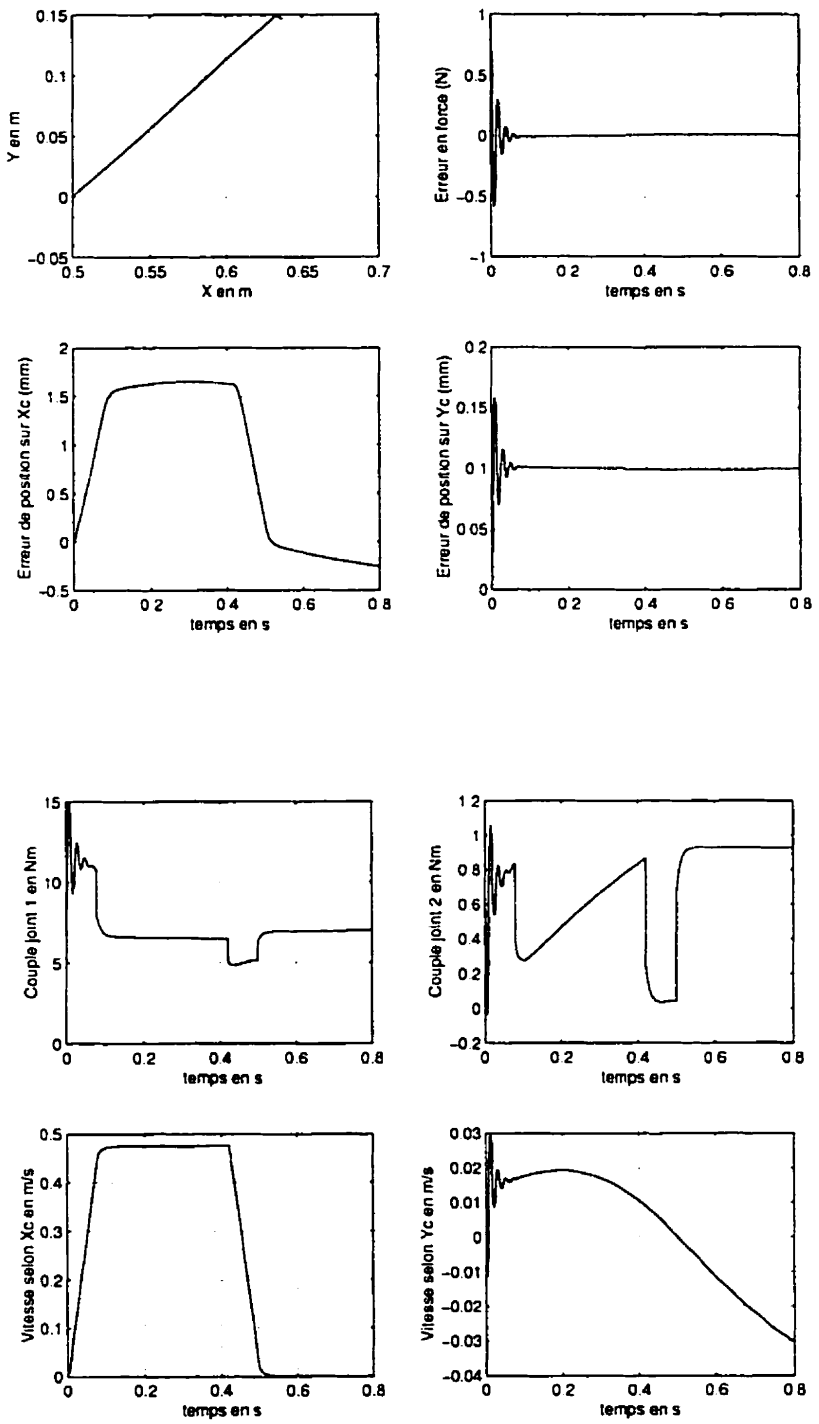


FIG. 2.7 - Contrôle hybride force/impédance, poutre mobile, $\beta = 10$: maintien de contact

2.4 Mouvement dans l'espace libre et l'espace contraint

2.4.1 Poutre fixe

2.4.1.1 Paramètres de simulation

Cette fois, le robot n'est initialement pas en contact avec son environnement. Le trajet à effectuer est de rejoindre un point sur la poutre à la verticale du point de départ et ensuite de suivre la poutre comme précédemment. L'angle α de la poutre avec l'horizontale est de 45 degrés. La force désirée est de $1N$. Le robot se déplace le long de la poutre de $0.2m$. Les équations de planification de trajectoires sont paramétrisées avec un temps désiré t_d de 0.5 secondes et une accélération de 6 $m.s^{-2}$. Le couple disponible aux actionneurs est considéré comme infini.

La période d'échantillonnage est égale à 10^{-4} s.

2.4.1.2 Contrôleur discontinu avec contrôle hybride force/position

Les gains du contrôleur sont :

- Couple précalculé
  - $K_p = diag(300, 300)$
  - $K_d = diag(30, 30)$
  - $K_i = diag(1000, 1000)$
- Contrôleur hybride
  - $K_p = diag(70, 0)$
  - $K_d = diag(1225, 0)$
  - $k_f = diag(0, 1)$
  - $k_i = diag(0, 0)$
  - $k_v = diag(0, 100)$

La figure 2.8 montre que la force converge bien vers sa référence car son erreur s'annule au cours du trajet le long de la poutre. Au moment où l'outil touche le support, le système reste stable. Comme prévu par la théorie sur le contrôleur discontinu, l'outil effectue un certain nombre de pertes et de prises de contact avant de

rester définitivement dans le mode de contrôle hybride. Les pertes de contact avec l'environnement sont illustrées par l'erreur en force : lorsque l'erreur est égale à 1 N, le robot n'est plus en contact.

Les discontinuités dans les réponses en vitesse viennent du fait que l'évolution des vitesses lorsque le manipulateur n'est pas en contact n'est pas représentée.

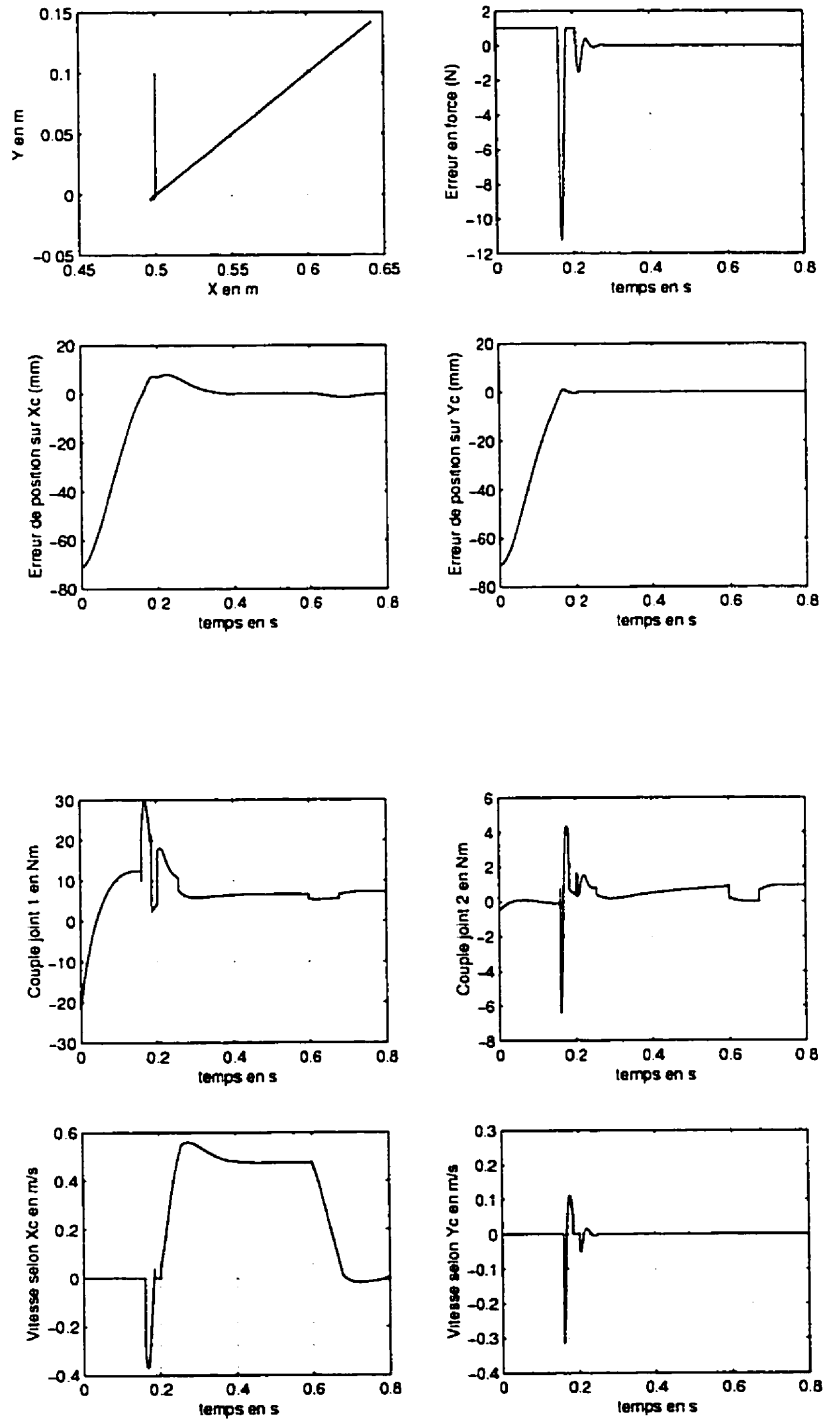


FIG. 2.8 – Contrôle hybride, poutre fixe : mouvement dans l'espace libre et l'espace contraint

2.4.1.3 Contrôle discontinu avec contrôle d'impédance

Les gains du contrôleur sont :

- Couple précalculé
  - $K_p = diag(300, 300)$
  - $K_d = diag(30, 30)$
  - $K_i = diag(1000, 1000)$
- Contrôleur d'impédance
  - $M_r = diag(1, 1)$
  - $B_r = diag(141.4, 141.4)$
  - $K_r = diag(0, 0)$

Le contrôleur fait bien converger la force vers sa valeur désirée comme le montre la figure 2.9. Cependant, il reste une erreur statique sur la position à la fin du trajet. Il est nécessaire de faire un compromis entre le suivi de trajectoire et le suivi de force. En augmentant le gain K_r, le suivi de trajectoire sera amélioré mais la réponse en force sera plus oscillante comme lors des essais du maintien de contact.

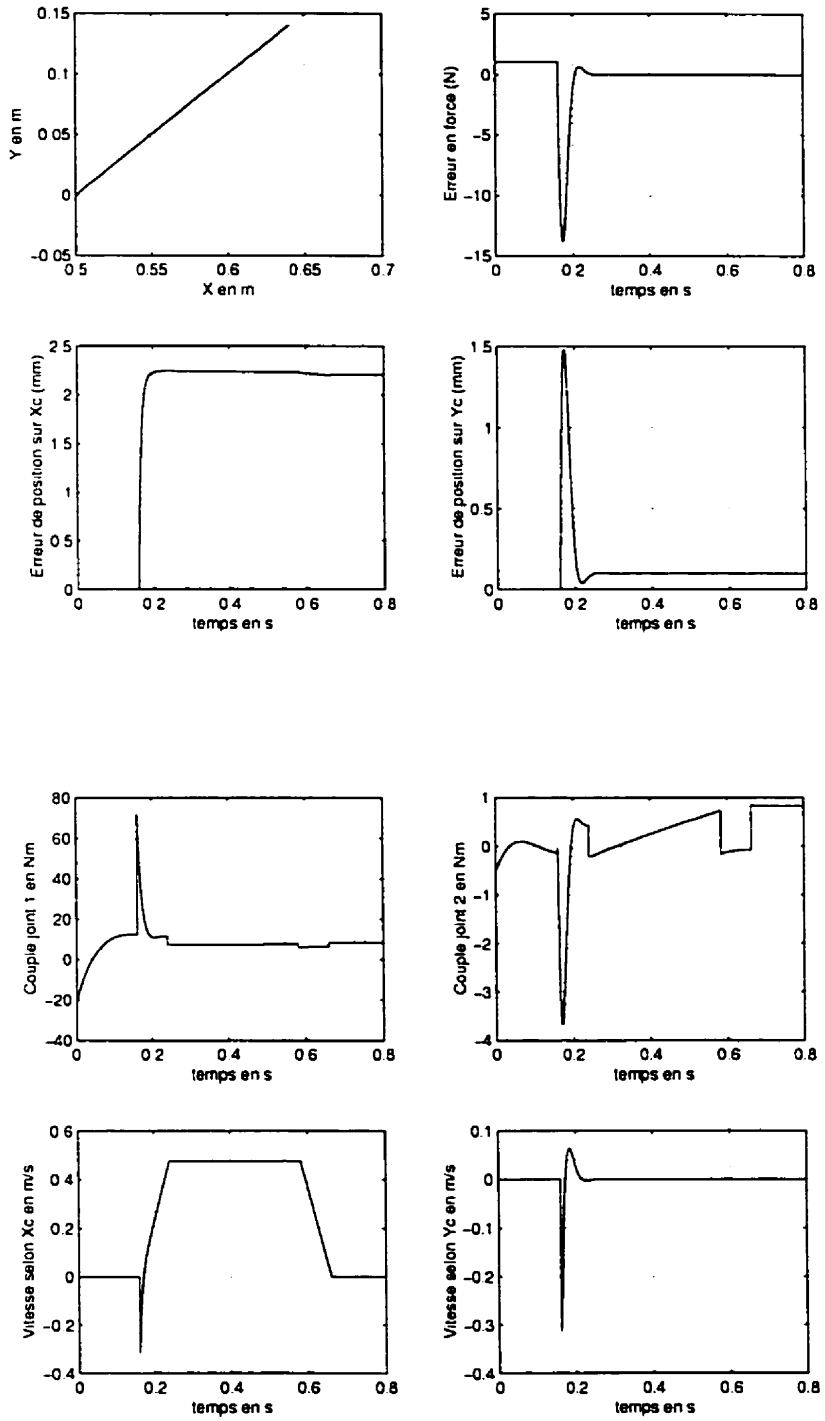


FIG. 2.9 - Contrôle d'impédance, poutre fixe : mouvement dans l'espace libre et dans l'espace contraint

2.4.1.4 Contrôle discontinu avec contrôle hybride force/impédance

Les gains du contrôleur sont :

- Couple précalculé
  - $K_p = diag(300, 300)$
  - $K_d = diag(30, 30)$
  - $K_i = diag(1000, 1000)$
- Contrôleur d'impédance
  - $M_r = diag(1, 1)$
  - $B_r = diag(141.4, 141.4)$
  - $K_r = diag(0, 0)$

Là encore, le suivi en force est bon (cf. figure 2.10). La réponse en force est très semblable à celle du contrôleur d'impédance. Il n'y a pas non plus de perte de contact une fois que le robot a touché l'environnement. Cependant, le suivi de trajectoire comporte une erreur finale. Il est toujours question de faire un compromis entre les performances de suivi de trajectoire et de réponse en force.

2.4.1.5 Conclusion

Les trois contrôleurs restent stables au moment de la prise de contact. Le contrôleur d'impédance et le contrôleur hybride force/impédance ne présentent pas de phase transitoire pendant laquelle des pertes et des prises de contact s'enchaînent. Cette phase est présente dans le cas du contrôleur hybride force/position. Ensuite, les suivis sont corrects et les erreurs en force tendent vers zéro sauf pour le contrôleur hybride force/impédance. Il est difficile de régler ce contrôleur pour qu'il annule en même temps les erreurs de position et de force.

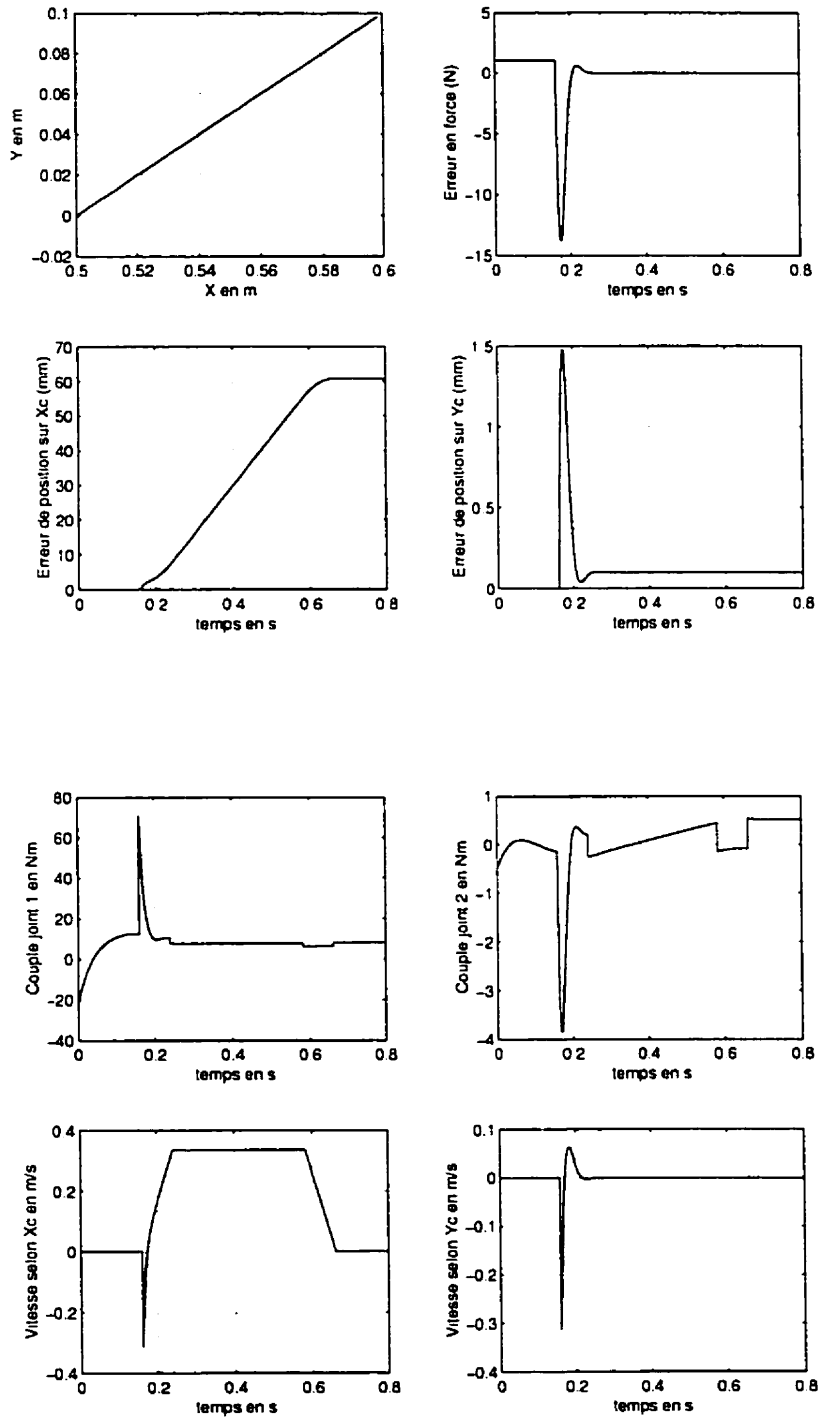


FIG. 2.10 – Contrôle hybride force/impédance, poutre fixe : mouvement dans l'espace libre et dans l'espace contraint

2.4.2 Poutre mobile dont le mouvement est connu

2.4.2.1 Paramètres de simulation

Maintenant que le comportement du contrôleur a été testé sur une poutre fixe, il s'agit maintenant de passer à un support en mouvement. L'angle de la poutre avec l'horizontale oscille autour de sa position d'équilibre qui est toujours de 45 degrés. L'amplitude des oscillations, A_m, est fixée à 0.035 rad et la fréquence d'oscillation à 0.5 Hz (Le déphasage sera considéré comme nul). Les références en force et le suivi de trajectoire le long de la poutre restent identiques. De plus, les états de la poutre sont considérés connus à chaque instant.

La période d'échantillonnage est égale à 10^{-4} s.

2.4.2.2 Contrôleur discontinu avec contrôle hybride force/position

Les gains du contrôleur sont :

- Couple précalculé
  - $K_p = diag(300, 300)$
  - $K_d = diag(30, 30)$
  - $K_i = diag(1000, 1000)$
- Contrôleur hybride
  - $K_p = diag(70, 0)$
  - $K_d = diag(1225, 0)$
  - $k_f = diag(0, 10)$
  - $k_i = diag(0, 0)$
  - $k_v = diag(0, 100)$

Les gains du couple précalculé sont choisis de telle façon à placer les trois pôles égaux à -10. Les résultats obtenus sont probants (cf figure 2.11). En effet, la force converge bien vers sa valeur désirée car son erreur tend vers 0. Cependant, l'erreur n'est pas complètement annulée à cause du mouvement de la poutre. Le trajet suivi est, lui aussi, correct ; les erreurs en position restent très faibles tout au long du déplacement.

Il apparaît plus d'impacts que lorsque la poutre est fixe et beaucoup plus d'oscillations en partie à cause du gain proportionnel sur l'erreur en force.

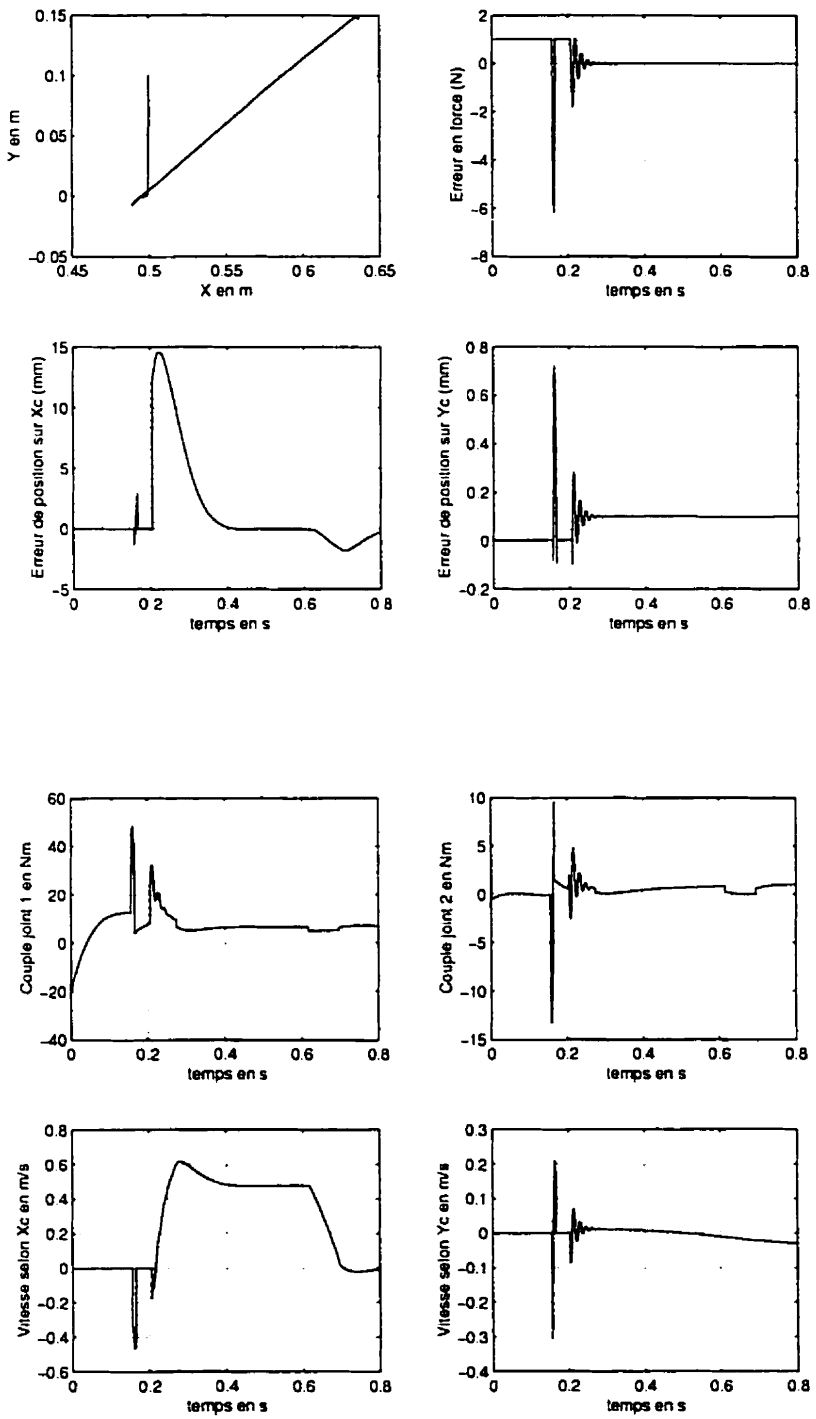


FIG. 2.11 – Contrôle hybride, poutre mobile : mouvement dans l'espace libre et l'espace contraint

2.4.2.3 Contrôle discontinu avec contrôle d'impédance

Les gains du contrôleur sont :

- Couple précalculé
  - $K_p = diag(300, 300)$
  - $K_d = diag(30, 30)$
  - $K_i = diag(1000, 1000)$
- Contrôleur d'impédance
  - $M_r = diag(1, 1)$
  - $B_r = diag(141.4, 141.4)$
  - $K_r = diag(0, 0)$

La figure 2.12 montrent les résultats obtenus avec ce contrôleur. La force désirée est bien atteinte même si le mouvement de la poutre l'empêche de rester tout à fait égale à 1 N.

Comme lorsque la poutre était fixe, le contrôleur d'impédance ne perd pas le contact une fois que celui-ci est établi. Il n'y a qu'un seul impact dont l'amplitude est, cependant, plus forte que lorsque le contrôleur hybride force/position est utilisé.

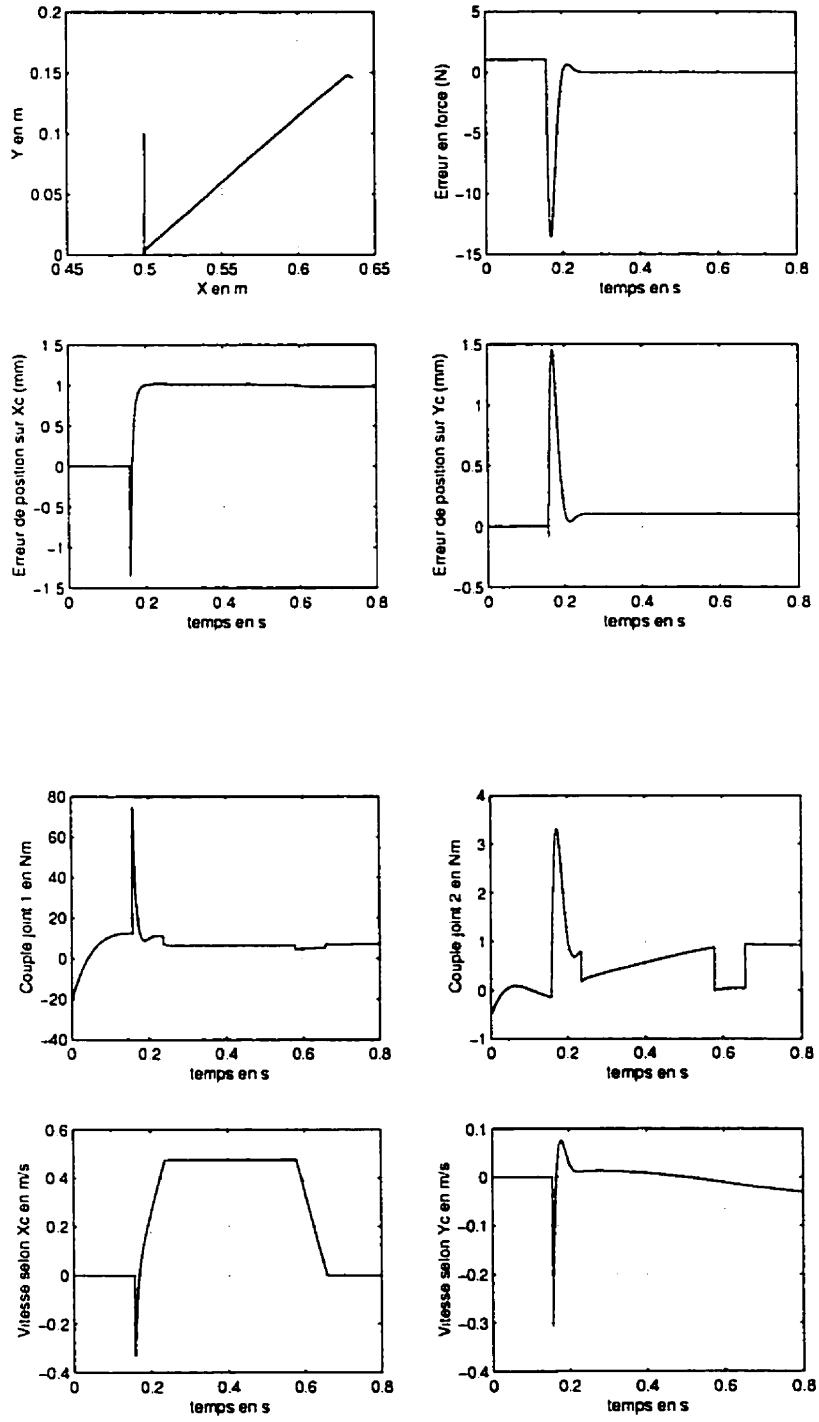


FIG. 2.12 – Contrôle d'impédance, poutre mobile : mouvement dans l'espace libre et dans l'espace contraint

2.4.2.4 Contrôle discontinu avec contrôle hybride force/impédance

Les gains du contrôleur sont :

- Couple précalculé
  - $K_p = diag(300, 300)$
  - $K_d = diag(30, 30)$
  - $K_i = diag(1000, 1000)$
- Contrôleur d'impédance
  - $M_r = diag(1, 1)$
  - $B_r = diag(141.4, 141.4)$
  - $K_r = diag(0, 0)$
  - $\beta = diag(0, 10)$

A la figure 2.13, il apparaît que le contrôleur hybride force/impédance arrive à suivre la trajectoire assignée tout en maintenant la force constante. Cependant, il y a plus d'oscillations au moment de l'impact que pour les deux autres contrôleurs du fait de l'ajout du gain β sur l'erreur de force.

Le comportement du robot au moment de la prise de contact est comparable à celle observée avec le contrôleur hybride force/position : une série d'impacts avant que le contact ne soit gardé tout au long du mouvement.

2.4.2.5 Conclusion

Les trois contrôleurs ont là encore des comportements satisfaisants mais seul le contrôleur d'impédance est capable de ne pas rebondir lors de la prise de contact initale avec l'environnement. Il y a donc moins d'oscillations et le temps de réponse est plus court par rapport aux deux autres contrôleurs.

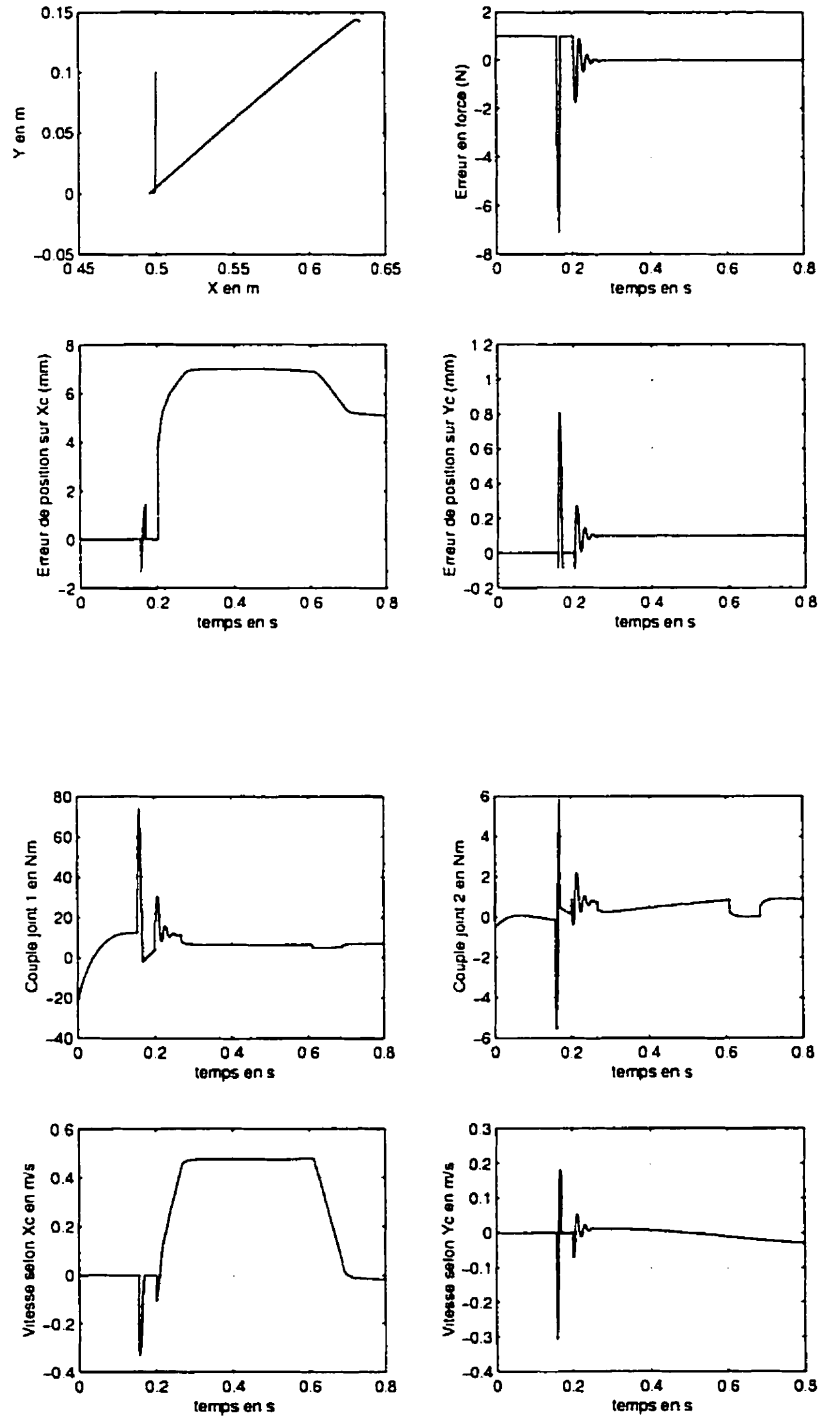


FIG. 2.13 – Contrôle hybride force/impédance, poutre mobile : mouvement dans l'espace libre et dans l'espace contraint

2.5 Influence de la période d'échantillonnage

2.5.1 Paramètres de simulation

L'environnement sera considéré en mouvement avec les mêmes paramètres que précédemment. Le manipulateur n'est pas en contact avec la poutre à l'instant initial. La période d'échantillonnage est, elle, égale à 10^{-3} s. Les trois contrôleurs seront testés et auront pour gains, les valeurs utilisées dans le cas de la poutre mobile.

2.5.2 Comparaison des contrôleurs

La figure 2.14 montre que le contrôleur hybride force/impédance n'est pas capable de stabiliser la réponse en force. Le suivi de trajectoire est globalement correct mais le robot ne cesse de rebondir. Une cause vient du gain k_f important (il est égal à 10). En réduisant ce gain, il serait possible d'obtenir une réponse en force stable. Cependant, il ne serait plus possible d'obtenir la valeur désirée de 1 N.

A la figure 2.15, on peut constater, par contre, que le contrôleur d'impédance est assez peu affecté par la variation de période d'échantillonnage. La valeur de la force de réaction en régime permanent est celle désirée même si le suivi de trajectoire est un peu moins précis.

Enfin, le contrôleur hybride force/impédance à la figure 2.16 est lui aussi capable d'accomplir la tâche désirée. Le régime transitoire est, cependant, très oscillant et pourrait conduire à de l'instabilité dans le cadre d'expérimentations. En réduisant, pour lui aussi, le gain sur la force, il serait possible de la faire moins osciller au détriment d'une erreur en force en régime permanent.

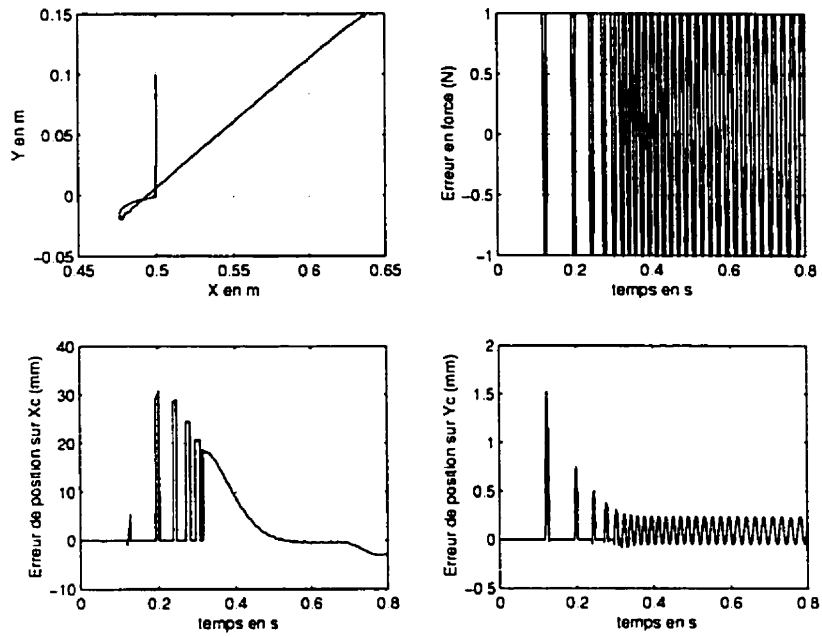


FIG. 2.14 - Contrôle hybride force/position : influence de l'échantillonage

2.6 Conclusion

Les trois contrôleurs décrits sont capables d'effectuer la tâche assignée, que la poutre soit immobile ou en mouvement. Il sera donc possible de les tester expérimentalement. Le contrôleur d'impédance et le contrôleur hybride force/position ont montré de bonnes performances. Ces deux contrôleurs ont des comportements équivalents et les différences observées dans cette étude viennent du choix des gains. Le contrôleur d'impédance n'a pas de phase transitoire pendant les prises de contact avec l'environnement car les gains ont été choisis pour donner beaucoup d'amortissement au système. Le contrôleur hybride force/impédance est plus difficile à régler : il n'est pas vraiment possible d'obtenir un suivi de trajectoire et une réponse en force correct en même temps. Dans notre cas, les erreurs en fin de trajet viennent du fait que ce sont les performances en force qui ont été favorisées.

Dans ce chapitre, plusieurs paramètres ont été laissés de côté comme le couple disponible aux actionneurs (considéré comme infini) ou encore, la constante de temps

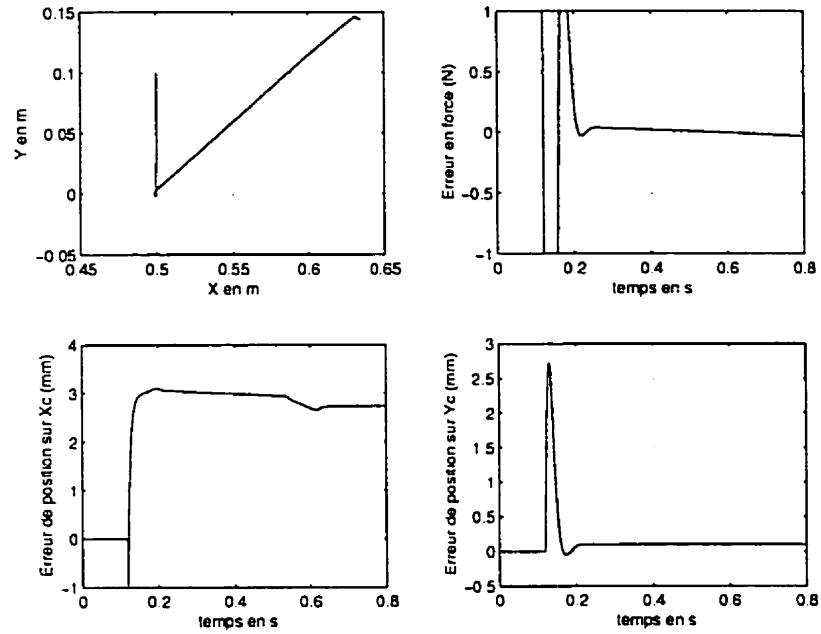


FIG. 2.15 – Contrôle d'impédance : influence de l'échantillonnage

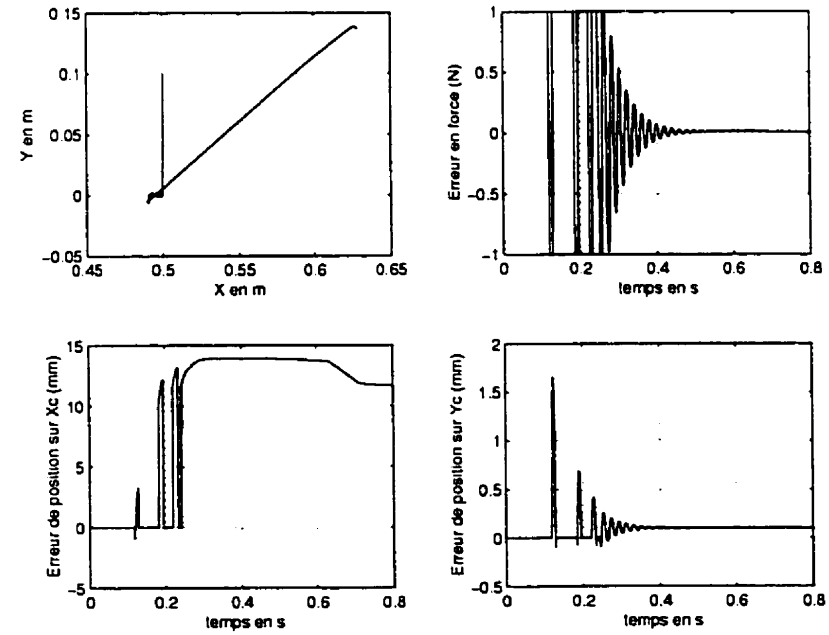


FIG. 2.16 – Contrôle hybride force/impédance : influence de l'échantillonnage

des moteurs, de même que leur friction. Ces détails revêtent une importance non négligeable et seront traités lors des expérimentations.

CHAPITRE III

IDENTIFICATION DE LA FRICTION DES ACTIONNEURS

3.1 Introduction

Les moteurs utilisés pour déplacer le robot sont des moteurs à courant continu équipés d'un réducteur harmonique. Une des caractéristiques de ces actionneurs est la présence de frottements importants. Ces derniers peuvent induire des erreurs dans le contrôle en force et dans le contrôle en position à basse vitesse. De plus, la présence d'une composante intégrale dans le contrôleur peut introduire un cycle limite ou même l'instabilité. Ces actionneurs font d'ailleurs l'état de recherches récentes [TB98].

Armstrong-Hélouvry & Al. [AHDdW94] ont effectué un revue de littérature sur les modèles et les techniques de compensation de la friction. Les modèles les plus récents, dans le cas de moteurs à courant continu, font état de six paramètres [dWOAL95] dont deux dynamiques. Il en résulte qu'il existe principalement deux moyens pour s'affranchir de ces problèmes : les méthodes dites "off-line" qui consistent à effectuer des tests sur les actionneurs en dehors de la tâche pour identifier des paramètres de friction et les méthodes dites "on-line" qui sont des algorithmes adaptatifs qui compensent les frottements au fur et à mesure du déplacement.

Notre objectif n'est pas de déterminer parfaitement les frottements mais de les compenser suffisamment pour pouvoir améliorer les performances du système. La section suivante présentera donc quelques méthodes simples de détermination des frottements.

3.2 Revue de quelques méthodes

La méthode la plus simple à mettre en oeuvre et à implanter est la méthode de Kubo [KAT86]. Il s'agit de tracer la caractéristique de la vitesse angulaire en fonction de la tension d'alimentation de l'actionneur. Pour effectuer les essais, les membrures

du robot sont retirées. La charge utilisée pour le premier actionneur est le support de la membrure ; pour le deuxième, un morceau de métal homogène est fixé sur l'axe de l'actionneur. La figure 3.1 représente le modèle utilisé. Il faut remarquer que la courbe n'est pas symétrique par rapport à l'origine car les frottements peuvent ne pas être identiques dans les deux sens.

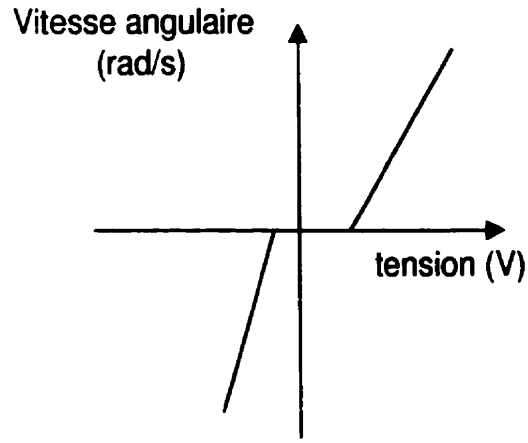


FIG. 3.1 - Modèle de friction simplifié

Le modèle comprend quatre paramètres : deux dans chaque sens. Cette représentation pose deux problèmes. Le premier est qu'elle ne montre pas le cycle d'hystérésis présent lors d'un changement de monotonie de la vitesse. Ce cycle est dû à l'inertie du moteur. La deuxième difficulté est l'absence de l'effet Stribeck (au démarrage, il s'effectue entre une transition entre un contact élastique et le glissement ; le moteur doit donc développer une force qui va vaincre la friction de Coulomb et qui va briser le contact élastique) : à très basse vitesse, la friction n'est pas une fonction affine mais exponentielle de la vitesse. La figure 3.2 montre une représentation plus proche de la réalité. Il faut quand même remarquer que cette méthode se révèle un bon compromis par rapport à d'autres méthodes [EB96].

Johnson et Lorenz [JL91] proposent une méthode itérative "Off-line" pour compenser la friction qui prend en compte le cycle d'hystérésis. Il apparaît que les performances du système en sont considérablement améliorées.

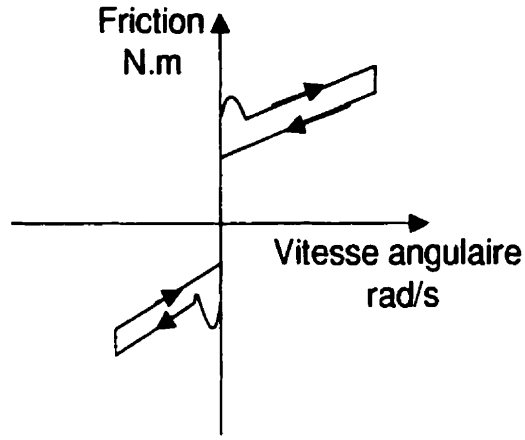


FIG. 3.2 - Modèle de friction complet

Le modèle développé par De Wit & Al [dWOAL95] est représenté par les équations suivantes :

$$\frac{dz}{dt} = v - \frac{\sigma_0}{g(v)} z|v| \tag{3.1}$$

$$g(v) = \gamma_0 + \gamma_1 e^{-(\frac{v}{v_0})^2} \tag{3.2}$$

$$F = \sigma_0 z + \sigma_1 \frac{dz}{dt} + \gamma_2 v \tag{3.3}$$

De Wit et Lischinsky [WL97] ont développé une méthode qui comprend une identification "off-line" des paramètres et une boucle adaptative pour l'ajustement "on-line" de la compensation. Les résultats obtenus révèlent que cette façon de procéder donne de meilleurs résultats que l'utilisation d'un contrôleur PID sans compensation.

Enfin, il est aussi possible d'utiliser un observateur pour reconstituer la friction pendant le mouvement de l'actionneur. A ce sujet, entre autres, on peut citer les travaux de Friedland & Al. (Friedland et Park [FP92], Friedland, Amin et Harnoy [AFH96]). Il est supposé que la friction totale, à un instant donné, est une constante multipliée par la vitesse. Malgré ce modèle simplifié, il apparaît que les performances du contrôle peuvent être améliorées [AFH96].

Il est donc possible de compenser la friction de manière "off-line", soit de manière

"on-line". Pour améliorer les performances du système, il n'est pas forcément nécessaire d'utiliser le modèle complet de De Wit et Lischinsky. La méthode de Johnson et Lorenz apparaît comme la méthode "off-line" permettant d'identifier et de compenser un nombre de termes suffisant pour rendre le contrôle plus efficace.

3.3 Méthode "off-line"

3.3.1 Méthodologie

Dans cette section, la méthode de Johnson et Lorenz [JL91] est utilisée pour identifier les frottements de l'actionneur RH-14 dont les caractéristiques mécaniques sont données dans l'Annexe A.

Pour reconstruire la vitesse angulaire du moteur, un observateur développé par Friedland et Mentzelopoulou [FM92] est utilisé. Ses équations sont :

$$\hat{\dot{\theta}} = z_\theta + k_\theta \theta \tag{3.4}$$

$$\dot{z_\theta} = -k_\theta \hat{\dot{\theta}} + u \tag{3.5}$$

Le gain de l'observateur, k_θ est égal à 20.

Le moteur est contrôlé en vitesse et en position (cf. figure 3.3) avec un contrôleur PD qui donne la commande T_{fb} suivante :

$$T_{fb} = k_1(\theta_d - \theta) + k_2(\dot{\theta_d} - \dot{\theta}) \tag{3.6}$$

Les gains du contrôleur sont égaux tous les deux à 4.

La commande u totale appliquée au moteur comprendra la commande du contrôleur et la compensation de la friction. Le même essai est répété plusieurs fois, mais à chacune, un nouveau paramètre est compensé et ce dans les deux sens. Le schéma bloc du système asservi avec les compensations est à la figure 3.4.

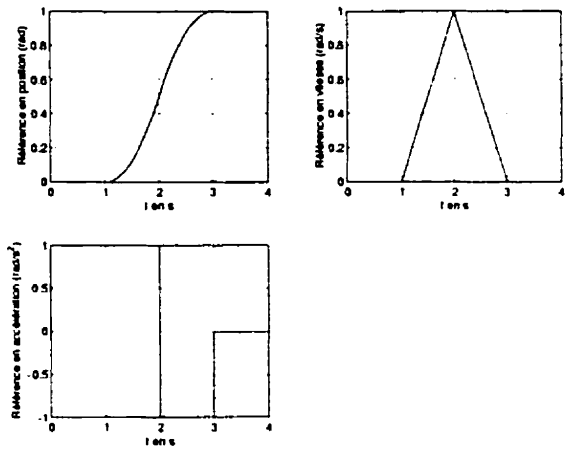


FIG. 3.3 - Références en accélération, position et vitesse

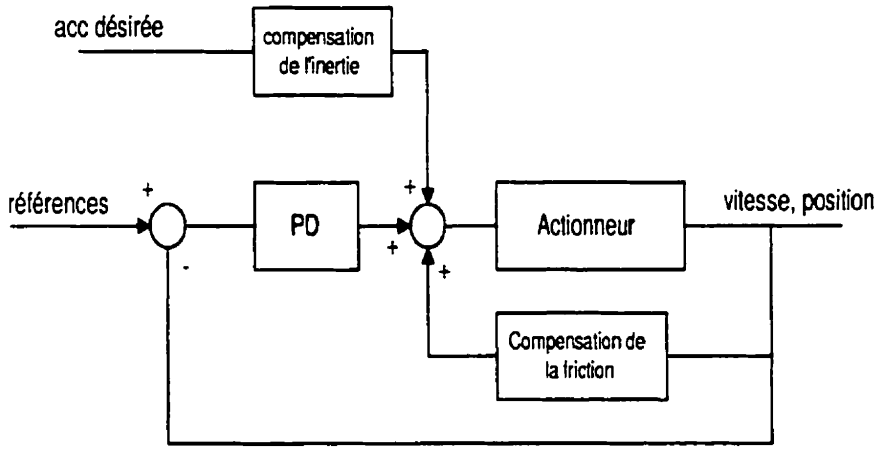


FIG. 3.4 – Système asservi compensé

3.3.2 Actionneur RH-14

3.3.2.1 $\omega > 0$

Le premier essai ne comporte aucune compensation. La figure 3.5 montre bien la présence du cycle d'hystérésis, de frottements secs et visqueux. La figure 3.6 montre l'erreur de suivi de position. L'erreur statique en régime permanent est bien présente est de 0.1 rad soit 5.7 degrés.

Pour réduire voire supprimer le cycle d'hystérésis, il s'agit d'inclure un paramètre

d'inertie $\hat{J}$ qui viendra multiplier l'accélération angulaire désirée. En posant $\hat{J} = 0.05$ $kg.m^2$, il apparaît à la figure 3.7 que le cycle est presque supprimé, $\hat{J}$ étant choisi comme le rapport entre la largeur du cycle d'hystérésis et l'accélération désirée pour le moteur. L'équation du contrôleur avec compensation de l'inertie devient :

$$\tau = K_p e + K_d \dot{e} + \hat{J}\ddot{\theta}_d \tag{3.7}$$

La deuxième étape consiste à compenser la friction visqueuse en utilisant un coefficient $\hat{b} = 0.5$ N.m/rad/s qui multiplie la vitesse angulaire de l'actionneur. La figure 3.8 montre que la pente de la droite est devenue nulle. Alors la nouvelle équation pour le contrôle avec compensation est :

$$\tau = K_p e + K_d \dot{e} + \hat{J}\ddot{\theta} + \hat{b}\dot{\theta} \tag{3.8}$$

Enfin, le coefficient de friction de Coulomb, $\hat{C}$ est ajouté et est égal à 0.5 N.m. A la figure 3.9, il apparaît que la friction est presque totalement compensée. Le suivi de position (figure 3.10) est bien meilleur est l'erreur en régime permanent devient pratiquement nulle. Au final, l'équation régissant la rotation du moteur avec compensation de la friction est :

$$\tau = K_p e + K_d \dot{e} + \hat{J}\ddot{\theta} + \hat{b}\dot{\theta} + \hat{C}sign(\dot{\theta}) \tag{3.9}$$

Il faut cependant remarquer que les valeurs des coefficients varient si le moteur est chaud par exemple.

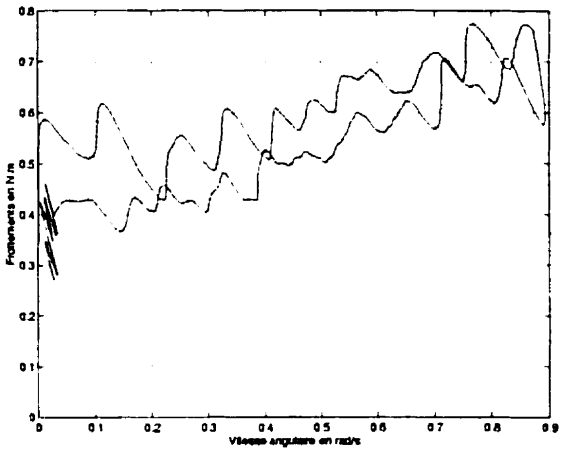


FIG. 3.5 – Friction vs vitesse angulaire, aucune compensation

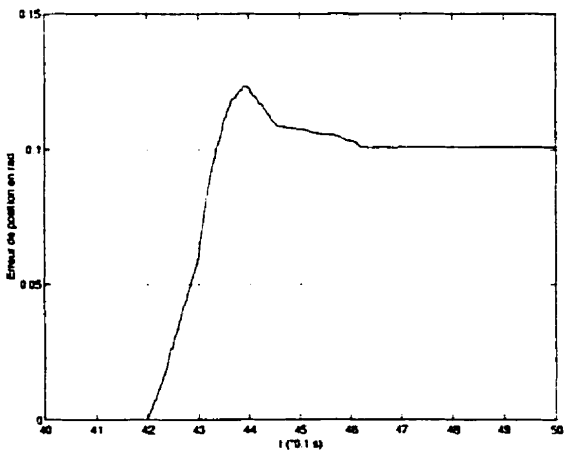


FIG. 3.6 – Erreur de suivi de position, aucune compensation

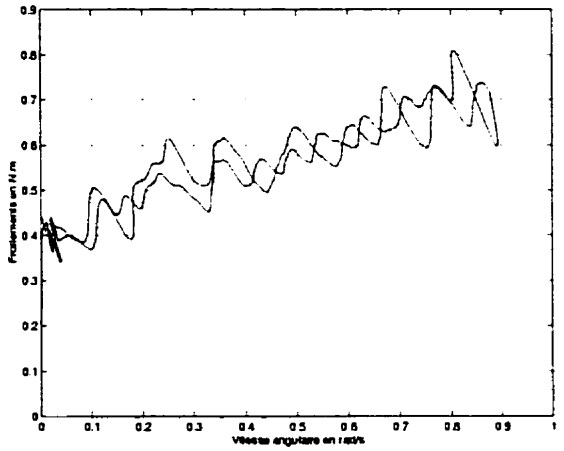


FIG. 3.7 – Friction vs vitesse angulaire, inertie compensée

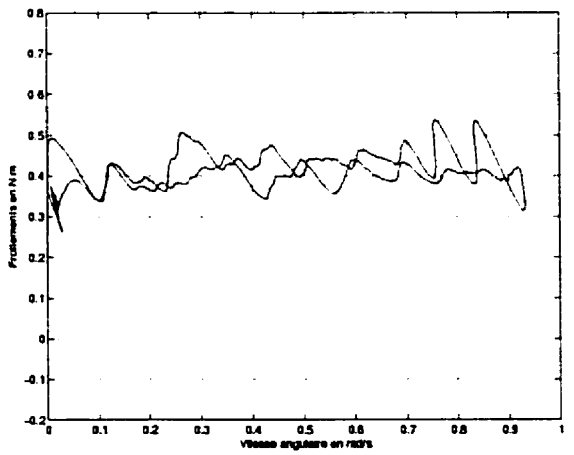


FIG. 3.8 – Friction vs vitesse angulaire, inertie et friction visqueuse compensées

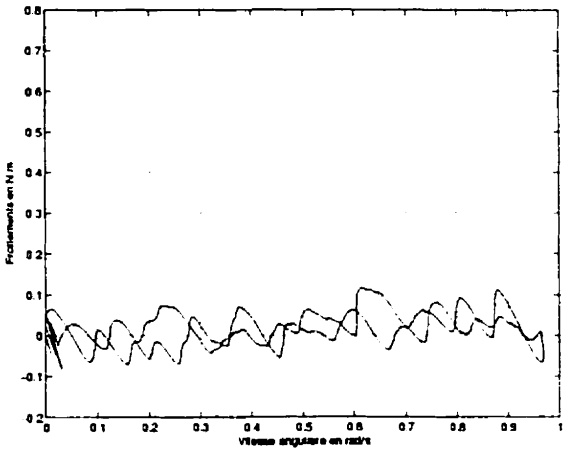


FIG. 3.9 - Friction vs vitesse angulaire, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées

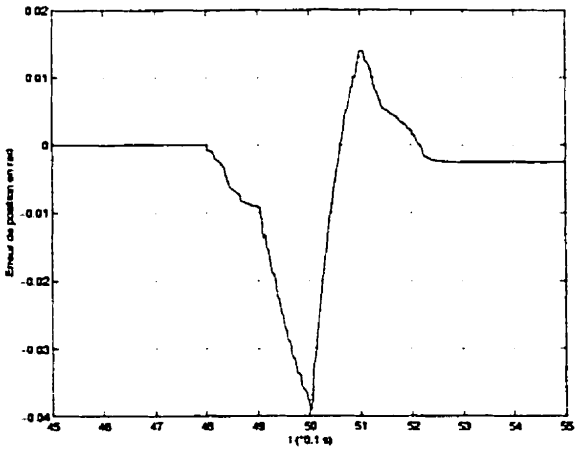


FIG. 3.10 - Erreur de suivi de position, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées

3.3.2.2 $\omega < 0$

Pour l'autre sens de marche, la démarche est la même que précédemment. Les coefficients identifiés sont :

- $\hat{J} = 0.05\ kg.m^2$
- $\hat{b} = 0.6$ N.m/rad/s
- $\beta_0 = 0.5$ N.m

La figure 3.11 montre bien que les frottements sont bien compensés. L'erreur de suivi est elle aussi très faible (figure 3.12).

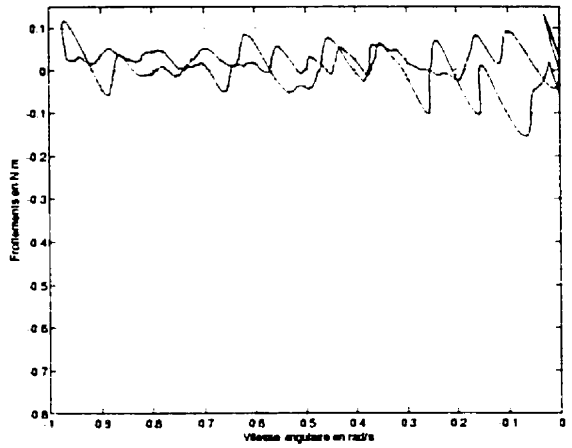


FIG. 3.11 - Friction vs vitesse angulaire négative, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées

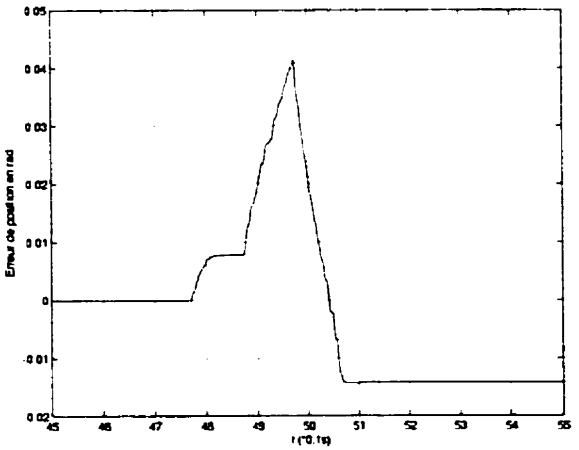


FIG. 3.12 - Erreur de suivi de position, vitesse angulaire négative, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées

3.3.3 Actionneur RH-11

Pour le deuxième actionneur, la méthodologie reste la même. Alors les paramètres identifiés sont 0.5 $N.m$ pour la friction de Coulomb, 1.2 $N.m/rad/s$ pour la friction visqueuse et 0.06 $kg.m^2$ pour l'inertie lorsque la vitesse angulaire du moteur est positive. La figure 3.13 montre les performances obtenues après compensation.

Si la vitesse angulaire est négative, les coefficents identifiés sont 0.5 $N.m$ pour la friction de Coulomb, 1.4 $N.m/rad/s$ pour la friction visqueuse et 0.045 $kg.m^2$ pour l'inertie.

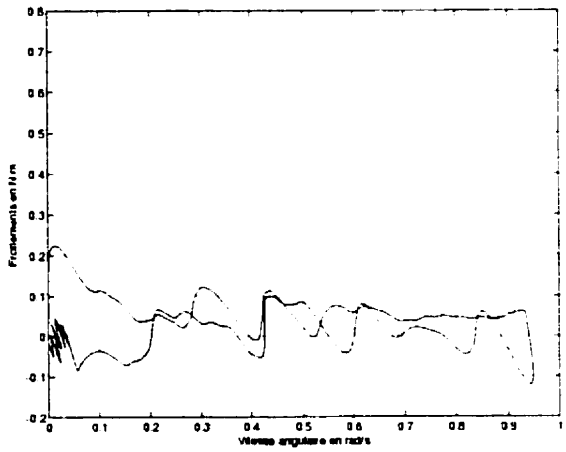


FIG. 3.13 - Friction vs vitesse angulaire positive, inertie, friction visqueuse et de Coulomb compensées

3.3.4 Récapitulatif

Le tableau 3.1 récapitule les valeurs nominales déterminées pour la compensation de la friction. Alors, la dynamique du manipulateur sera régit par l'équation suivante :

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta} + V(\theta,\dot{\theta}) + G(\theta) + \hat{J}\ddot{\theta} + \hat{b}\dot{\theta} + \hat{C}sign(\dot{\theta}) \tag{3.10}$$

Actionneur	RH-14		RH-11	
	$\omega > 0$	$\omega < 0$	$\omega > 0$	$\omega < 0$
Inertie $(kg.m^2)$	0.05	0.05	0.06	0.045
Friction visqueuse $(N.m/rad/s)$	0.6	0.5	1.2	1.4
Friction de Coulomb $N.m$	0.5	0.5	0.5	0.5

TAB. 3.1 - Coefficients de friction

3.4 Méthode "on-line"

La méthode présentée ici est basée sur l'utilisation d'un observateur de friction développé par Friedland & Al. [FP92]. La friction est modélisée par une constante multipliée par la vitesse de l'actionneur. Cette modélisation est la plus simple, Friedland et Mentzelopoulou[FM93] proposent trois techniques d'estimation des frottements ainsi que les démonstrations de stabilité reliées à ces observateurs. Une étude comparative expérimentale [MF94] montre cependant que l'utilisation d'un modèle simple est suffisant pour compenser efficacement la friction.

Les équations relatives à cet observateur de friction sont :

$$F = (z_F + K_F|\dot{\theta}|)sgn(\dot{\theta}) \tag{3.11}$$

$$\dot{z}_F = -K_F(u - F)sgn(\dot{\theta}) \tag{3.12}$$

Le gain K_F doit être choisi négatif [FM93]. Cette méthode à l'avantage d'être simple et facile à mettre en oeuvre. Sa dynamique doit cependant être moins rapide que celle de l'observateur de vitesse angulaire. Cette méthode est citée ici pour information, elle n'a pas été testée sur les actionneurs.

3.5 Conclusion

Les phénomènes de friction dans les actionneurs sont difficiles à modéliser et à estimer ; ils font d'ailleurs l'objet de nombreuses études. Cependant, il apparaît qu'une approximation même assez grossière de ses paramètres peuvent grandement améliorer

les performances des moteurs.

En expérimentations, les coefficients identifiés seront rajoutés aux alogrithmes de contrôle et leur apport étudié pour vérifier s'ils améliorent bien les réponses du système.

CHAPITRE IV

ESSAIS EXPÉRIMENTAUX

4.1 Introduction

Ce chapitre est consacré aux résultats expérimentaux obtenus sur le banc d'essai décrit à l'Annexe A. Il s'agit d'implanter les algorithmes de contrôle en position et en force/position présentés au chapitre I et d'évaluer leurs performances.

Auparavant, un observateur de vitesse sera proposé pour reconstituer les vitesses angulaires et dans l'espace cartésien du robot. En effet, différencier directement les données de position aboutit à des signaux très bruités.

Ensuite, l'algorithme du couple précalculé sera implanté pour effectuer un contrôle dans l'espace libre en coordonnées articulaires et en coordonnées cartésiennes. La dernière partie sera dédiée au contrôle en force/position. Un contrôleur discontinu sera testé avec deux algorithmes de contrôle en force : le contrôle d'impédance et le contrôle hybride force/position.

4.2 Estimation des vitesses du manipulateur

Lors d'expérimentations, les mesures de position et de vitesse ne sont généralement pas disponibles en même temps : les coûts limitant le nombre de capteurs. Cependant, les équations des contrôleurs (éq. 1.46, 1.49 et 1.51) nécessitent de calculer $V(\theta, \dot{\theta})$, la matrice des forces centrifuges et de Coriolis. La connaissance des vitesses angulaires est donc indispensable.

Il faut alors programmer un observateur pour reconstruire les vitesses angulaires et filtrer les signaux. Le schéma bloc de l'observateur développé [GBH99] se présente à la figure 4.1. Il s'agit ensuite de régler les gains L_p et L_d tels que la dynamique de l'observateur soit plus rapide que celle du contrôleur. Les équations reliées à cet

observateur sont :

$$\frac{d\hat{\dot{\theta}}}{dt} = -L_d(p-\theta) + \ddot{\theta}^* \tag{4.1}$$

$$\dot{p} = \hat{\dot{\theta}} - L_p(p-\theta) \tag{4.2}$$

où $\hat{\dot{\theta}}$ est l'estimation des vitesses du manipulateur et p, une estimation des positions. $\ddot{\theta}^*$ est la valeur que prend le contrôleur PD ou PID utilisé dans les différents algorithmes. Ainsi, dans le cas du couple précalculé, la valeur de $\ddot{\theta}^*$ est régie par l'équation :

$$\ddot{\theta}^* = \ddot{\theta} - d + K_d(\dot{\theta}_d - \dot{\theta}) + K_p(\theta_d - \theta) \tag{4.3}$$

L'observateur utilisé se base sur la position du manipulateur et de la valeur de l'accélération calculée par le contrôleur. Si les entrées de l'observateur sont en coordonnées articulaires, alors les sorties seront les vitesses angulaires. Si les entrées sont en coordonnées cartésiennes, les sorties aussi seront en coordonnées cartésiennes ce qui implique que pour retrouver les vitesses angulaires, il faut multiplier par l'inverse de la matrice jacobienne, soit [Cra89] :

$$\dot{\theta} = J(\theta)^{-1}\dot{X} \tag{4.4}$$

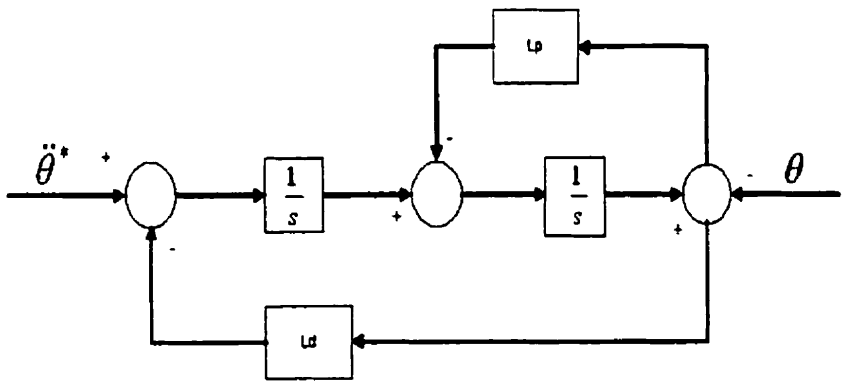


FIG. 4.1 – Observateur des vitesses angulaires

Des résultats expérimentaux [GBH99] ont montré que cet observateur était efficace mais il faut remarquer qu'il ne va pas compenser toutes les erreurs de modélisation du système comme les frottements ou les incertitudes sur les paramètres du modèle. Les vitesses observées seront alors différentes des vitesses réelles, en fin de déplacement, par exemple, les vitesses observées ne sont pas nulles alors que le manipulateur est immobile.

En effet, les forces non modélisées agissant sur le manipulateur sont compensées par le contrôleur. Ainsi, en fin de déplacement, la valeur de $\ddot{\theta}^*$ n'est pas nulle pour permettre la compensation de ces forces. Comme $\hat{\dot{\theta}}$ est constant, il s'ensuit que :

$$\frac{d\hat{\dot{\theta}}}{dt} = 0 \tag{4.5}$$

et donc d'après l'équation 4.1 :

$$\ddot{\theta}^* = L_d(p - \theta) \tag{4.6}$$

Or, le robot est immobile, θ est constante ainsi que L_d et $\ddot{\theta}^*$. L'équation 4.6 peut se réecrire comme :

$$p = \frac{\ddot{\theta}^*}{L_d} + \theta \tag{4.7}$$

donc, p est constant aussi, donc $\dot{p}$ est égal à zéro ; alors :

$$\hat{\dot{\theta}} = L_d(p - \theta) \tag{4.8}$$

Les équations 4.6 et 4.8 entraînent :

$$\hat{\dot{\theta}} = \frac{L_p}{L_d}\ddot{\theta}^* \tag{4.9}$$

Le même raisonnement est applicable en coordonnées cartésiennes.

Les valeurs résiduelles de l'estimée des vitesses sont donc reliées aux gains de l'observateur. Plus l'observateur aura une dynamique rapide, plus les valeurs résiduelles

seront faibles. Cependant, les estimations en seront d'autant plus bruitées ce qui limitera les gains du contrôleurs. Il s'agit donc de faire un compromis entre la précision de l'observateur et la rapidité du contrôleur. Étant donné que le contrôle n'est pas particulièrement affecté par les valeurs résiduelles de vitesse, il est préférable d'essayer de garder la dynamique la plus rapide possible pour le contrôleur.

4.3 Contrôle dans l'espace libre

4.3.1 Introduction

L'étude du contrôle dans l'espace libre est relativement étendu. L'un des buts de ce mémoire est de mettre en place le banc d'essai : le manipulateur et le système de commande sont nouveaux et il faut étudier leurs comportements. Cette première partie va donc nous permettre d'étudier la dynamique de l'observateur de vitesse ainsi que les paramètres du modèle du robot déterminés à l'annexe A et les frottements des actionneurs identifiés au chapitre précédent.

4.3.2 Contrôle en coordonnées articulaires

4.3.2.1 Paramètres d'expérimentation

Il s'agit tout d'abord de contrôler chaque angle du manipulateur séparément pour passer d'une configuration à une autre. L'algorithme utilisé est celui du couple précalculé :

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta}^* + V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) \tag{4.10}$$

avec

$$\ddot{\theta}^* = \ddot{\theta}_d + K_d(\dot{\theta}_d - \dot{\theta}) + K_p(\theta_d - \theta) \tag{4.11}$$

Les paramètres du robot sont ceux déterminés à l'annexe A ; les références en position, vitesse et accélération sont calculées de la même manière qu'au chapitre I. La période d'échantillonnage est de 1 ms.

Dans tous les essais, le robot part de sa configuration initiale avec les angles $[\frac{-\pi}{2};0]$

pour atteindre une configuration finale : $[0\,;\frac{\pi}{4}]$. Pour l'angle θ_1, l'accélération dans les parties paraboliques est de $\frac{\pi}{2}\ rad/s^2$ et est de $\frac{\pi}{3}\ rad/s^2$ pour l'angle θ_1.

Trois contrôleurs sont comparés : un Proportionnel-Dérivé (PD), un PD avec compensation de frottements et un PID avec compensation de frottements. Les gains des contrôleurs et de l'observateur pour chacun des tests effectués se trouvent au tableau 4.1.

La dynamique du contrôleur est du deuxième ordre lorsqu'il n'y a pas de composante intégrale. La fréquence naturelle et l'amortissement du contrôleur et de l'observateur pour chaque degré de liberté obéïssent aux équations :

$$\omega_{nc} = \sqrt{K_p} \quad \xi_c = \frac{K_p}{2\sqrt{K_p}} \tag{4.12}$$

$$\omega_{no} = \sqrt{L_d} \quad \xi_o = \frac{L_d}{2\sqrt{L_d}} \tag{4.13}$$

Pour les expérimentations, et pour chaque degré de liberté, $\xi_c = 0.707$ et $\omega_{nc} = 15\ rad/s$. La fréquence naturelle de l'observateur est au moins deux fois plus grande que celle du contrôleur soit 40 rad/s, ici, et l'amortissement est identique. Lorsqu'une composante intégrale est incluse, la détermination des gains s'effectue par placement de pôles : les deux premiers sont conservés comme précédemment et le troisième est placé à une valeur de -15.

	Contrôleur			Observateur	
	K_p	K_d	K_i	L_p	L_d
PD sans compensation de frottements	225	21.2	0	56.56	1600
PD avec compensation de frottements	225	21.2	0	56.56	1600
PID avec compensation de frottements	543	36.2	3375	56.56	1600

TAB. 4.1 - Gains du contrôleur et de l'observateur, contrôle dans l'espace articulaire

4.3.2.2 Contrôleur PD

La figure 4.2 montre les résultats obtenus avec ce contrôleur. Le suivi de position de θ_1 paraît bon même si sa caractéristique est au-dessus de sa référence. L'erreur

finale sur cet angle, à la fin du parcours est de 2 degrés. Par contre, le suivi pour l'autre angle, θ_2, est beaucoup moins performant : la membrure commence à se mouvoir avec un retard d'une demi-seconde environ et l'erreur finale est de 7 degrés. De même, les vitesses angulaires ne suivent pas du tout leurs références.

La principale raison de ces mauvaises performances vient des frottements des actionneurs qui ne sont pas compensés. Des erreurs de modèle sont aussi présentes. En conséquence, le contrôleur en boucle fermée est obligé de compenser toutes les forces non modélisées agissant sur le robot pendant son déplacement. Ainsi, quand le manipulateur est immobile dans sa configuration finale, $\ddot{\theta}^*$ est non-nul. Alors, pour l'observateur, cela implique qu'il existe encore une vitesse, c'est pourquoi les vitesses observées ne sont pas nulles.

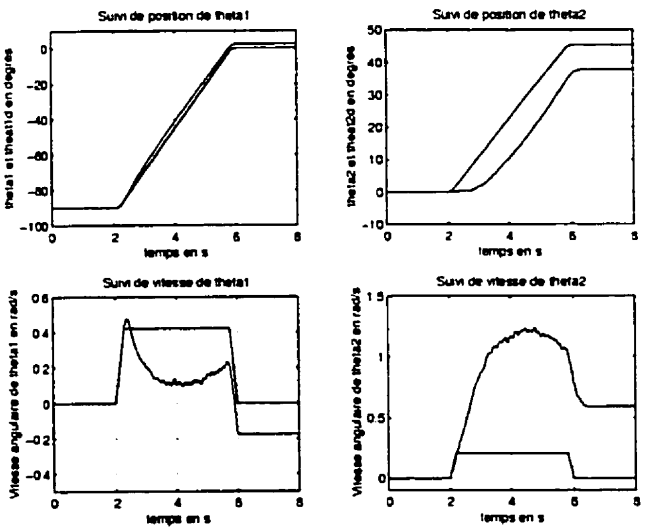


FIG. 4.2 – Couple précalculé, contrôleur PD sans compensation de frottements

4.3.2.3 Contrôleur PD avec compensation de frottements

En rajoutant les frottements identifiés au chapitre précédent avec la méthode de Johnson et Lorenz [JL91], il apparaît à la figure 4.3 que les références sont beaucoup mieux suivies qu'auparavant, que ce soit la position, où les erreurs finales sont inférieures à 1 degré pour les deux angles, ou sur les vitesses angulaires, où les valeurs

estimés suivent leurs références. Les valeurs différentes de zéro des vitesses lorsque le manipulateur est immobile sont preuves qu'il reste encore des forces non compensées par le modèle, mais l'amélioration des performances est très significative.

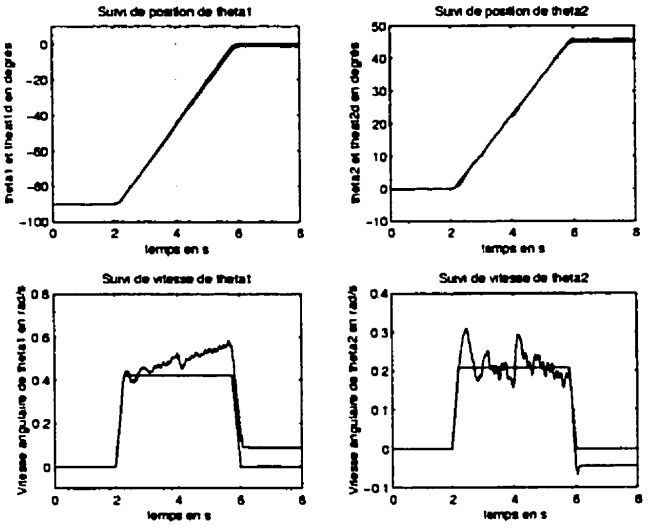


FIG. 4.3 - Couple précalculé, contrôleur PD avec compensation de frottements

4.3.2.4 Contrôleur PID avec compensation de frottements

En rajoutant une composante intégrale dans le contrôleur, il est visible à la figure 4.4 que les suivis de trajectoire des deux angles sont très bons pendant le mouvement. Par contre, si, arrivé dans sa configuration finale, θ_1 a une erreur nulle, θ_2 conserve des petites oscillations autour de sa valeur finale désirée. Ce phénomène est aussi visible sur les vitesses angulaires : en fin de parcours, il reste des oscillations importantes qui ne sont pas désirables et qui pourraient conduire à l'instabilité du système.

En résumé, le contrôleur PD avec compensation de frottements est le contrôleur qui donne les meilleurs performances : les suivis de trajectoires et de vitesses sont bons et il n'y pas l'apparition d'oscillation en fin de trajet comme en induit le PID.

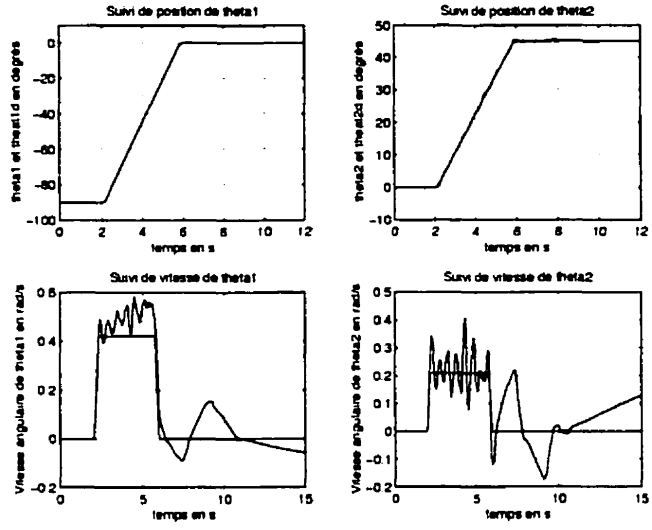


FIG. 4.4 - Couple précalculé, contrôleur PID avec compensation de frottements

4.3.3 Contrôle en coordonnées cartésiennes

Deux trajets différents sont testés avec différentes séries de gains. Le premier trajet est oblique et va du point de coordonnées [0.7;0] (m) au point [0.57;-0.3] (m). Le second est vertical et commence au point [0.7;0] (m) pour se rendre à [0.7;-0.3] (m).

Les gains du contrôleur et de l'observateur lors du premier parcours sont au tableau 4.2. La manière de choisir les gains de l'observateur et du contrôleur est identique à celle utilisée pour le contrôle en coordonnées articulaires. Pour l'essai 1, la pulsation naturelle du contrôleur est égale à 15 rad/s, celle de l'observateur égale à 50 rad/s et les amortissements sont identiques et égaux à 0.707. Pour la deuxième série de gains, la pulsation naturelle du contrôleur est égale à 30 rad/s ; les autres paramètres restent identiques à ceux utilisés au premier essai.

	Contrôleur		Observateur	
	K_p	K_d	L_p	L_d
Série de gains 1	225	21.2	70.7	2500
Série de gains 2	900	42.42	70.7	2500

TAB. 4.2 – Séries de gains pour le trajet oblique

Les résultats sont présentés à la figure 4.5 pour la première série de gains et à la figure 4.6 pour la deuxième série.

Dans les deux cas, le suivi de trajectoire est satisfaisant même s'il est meilleur lorsque les gains sont les plus grands. En effet, les erreurs de suivi restent très inférieures à 1 cm. Le suivi de vitesse est lui aussi satisfaisant.

Pour le deuxième trajet, trois séries de gains ont été testées (voir tableau 4.3) et les résultats présentés aux figures 4.7, 4.8 et 4.9. La pulsation naturelle utilisée pour chaque série de gains du contrôleur est respectivement de 15, 25 et 30 rad/s et, pour l'observateur, de 40, 50 et 50 rad/s. Les amortissements sont tous égaux à 0.707. Le suivi de trajectoire peut paraître moins bon que précédemment, cependant, les caractéristiques des erreurs de suivi sont du même ordre que pour le trajet oblique et restent de l'ordre de quelques millimètres.

Par contre, le suivi de vitesse le long de l'axe X comporte beaucoup d'erreurs et ce, quelque soient les gains de l'observateur et du contrôleur. Le problème vient du fait que l'amplitude du déplacement est faible sur θ_2. Lorsque de très petits mouvements lui sont commandés, il ne les effectuent pas à cause des phénomènes de friction. Il faudrait sans doute augmenter beaucoup plus les gains pour atténuer ces erreurs mais, en même temps, le système deviendrait moins stable. Pour obtenir les meilleures

	Contrôleur		Observateur	
	K_p	K_d	L_p	L_d
Série de gains 3	225	21.2	56.56	1600
Série de gains 4	625	35.35	70.7	2500
Série de gains 5	900	42.42	70.7	2500

TAB. 4.3 – Séries de gains pour le trajet vertical

performances, il est nécessaire d'avoir les gains du contrôleur et de l'observateur les plus élevés possible. Cependant, la dynamique de l'observateur doit être plus rapide que celle du contrôleur. En gardant les amortissements égaux et constants, le rapport des fréquences naturelles de l'observateur et du contrôleur ($\frac{\omega_{no}}{\omega_{nc}}$) doit être supérieur à 1.5. Il apparaît alors que les erreurs résiduelles sur les vitesse observées deviennent

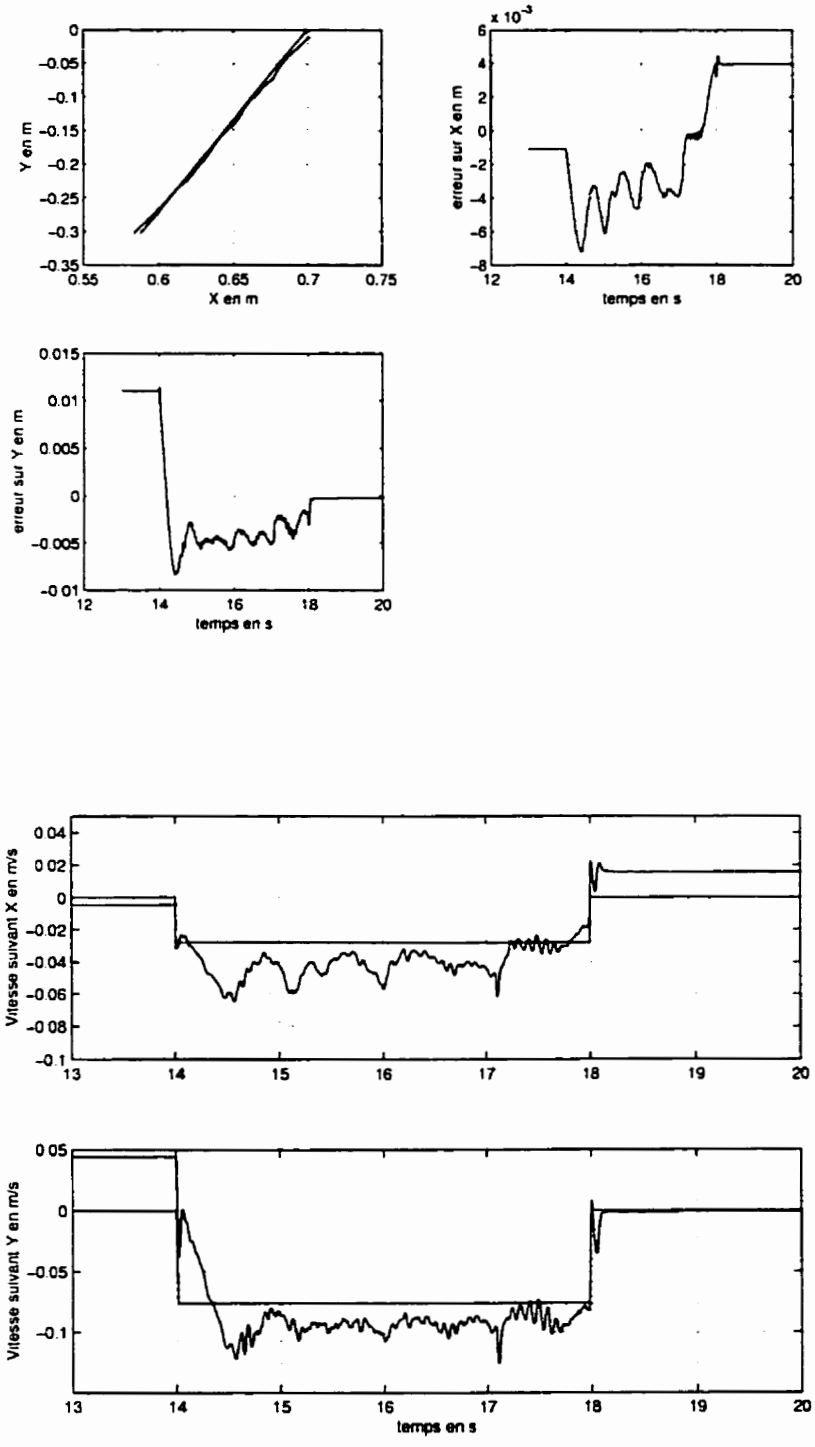


FIG. 4.5 - Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 1

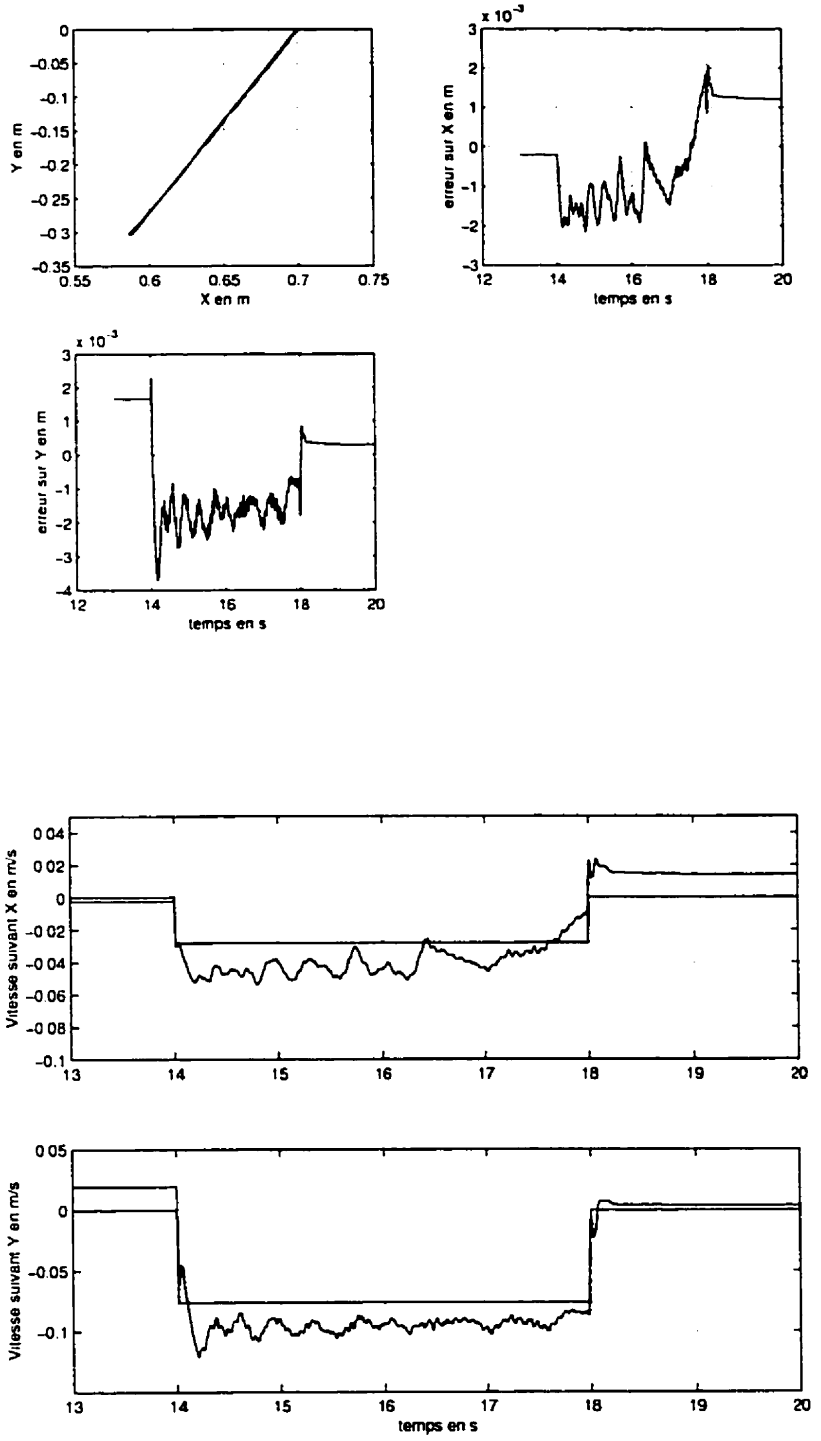


FIG. 4.6 – Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 2

presque nulles.

4.3.4 Conclusion

En coordonnées cartésiennes, l'utilisation de la méthode du couple précalculé est plus malaisée qu'en coordonnées articulaires. En effet, lorsque le contrôle s'effectue directement sur les angles du robot, la dynamique du contrôleur est découplée alors qu'elle devient couplée dès lors que les coordonnées cartésiennes sont utilisées. De plus, lorsque le déplacement est vertical, le robot a des difficultés à coller à ses références car la commande de la deuxième membrure est faible et n'effectue pas les déplacements qu'elle devrait à cause de la friction.

Les séries de gains trois à cinq montrent que les suivis de trajectoire sont assez équivalents quels que soient les gains du contrôleur. Il n'est donc pas nécessaire de prendre les gains du contrôleur trop importants. Par contre, il est intéressant de garder les gains de l'observateur élevés pour que les valeurs de vitesses estimées soient les plus proches possibles de la réalité. Ainsi dans les essais suivants les gains du contrôleur seront égaux à ceux de la série trois et les gains de l'observateur égaux à ceux de la série cinq.

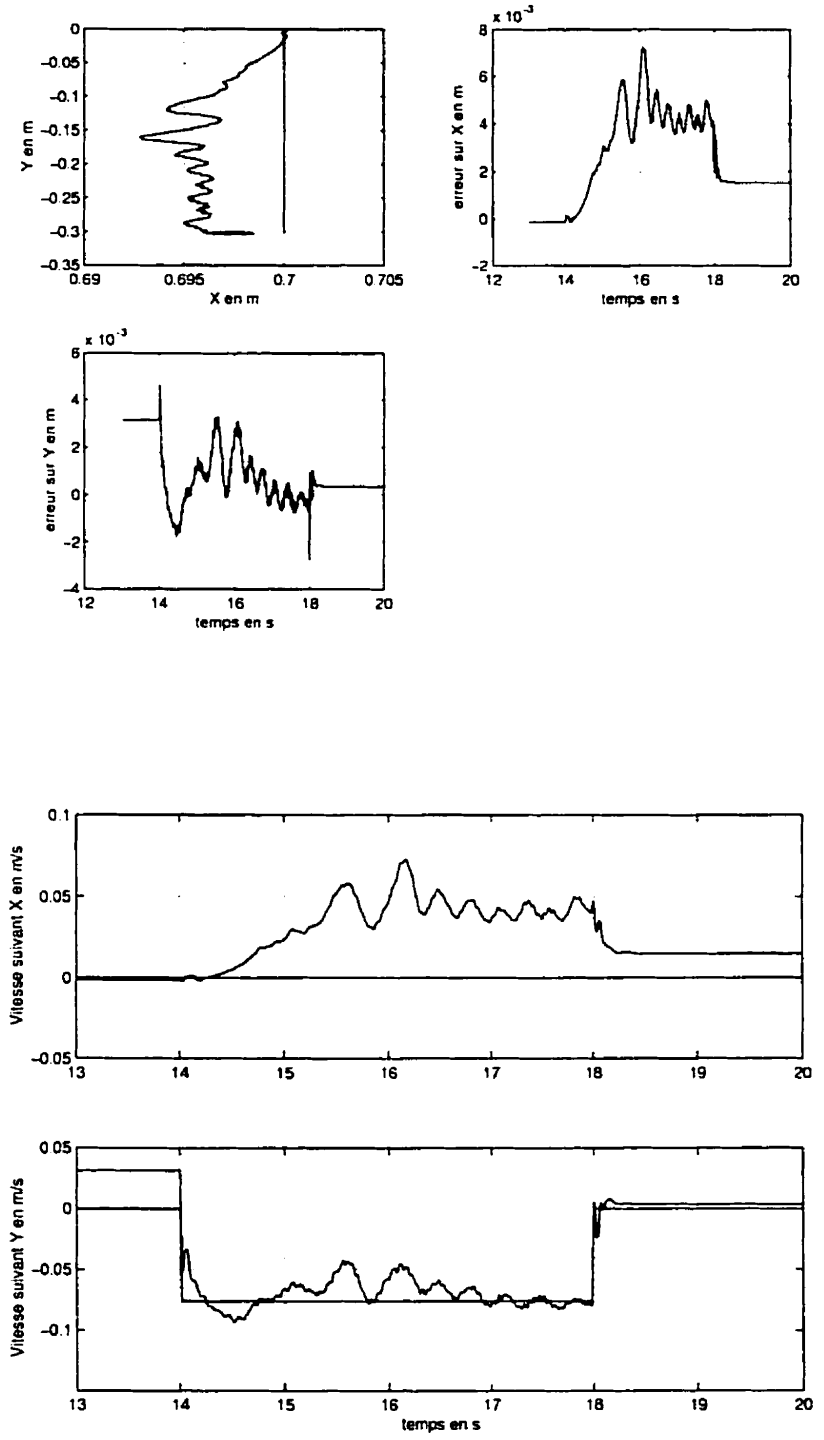


FIG. 4.7 – Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 3

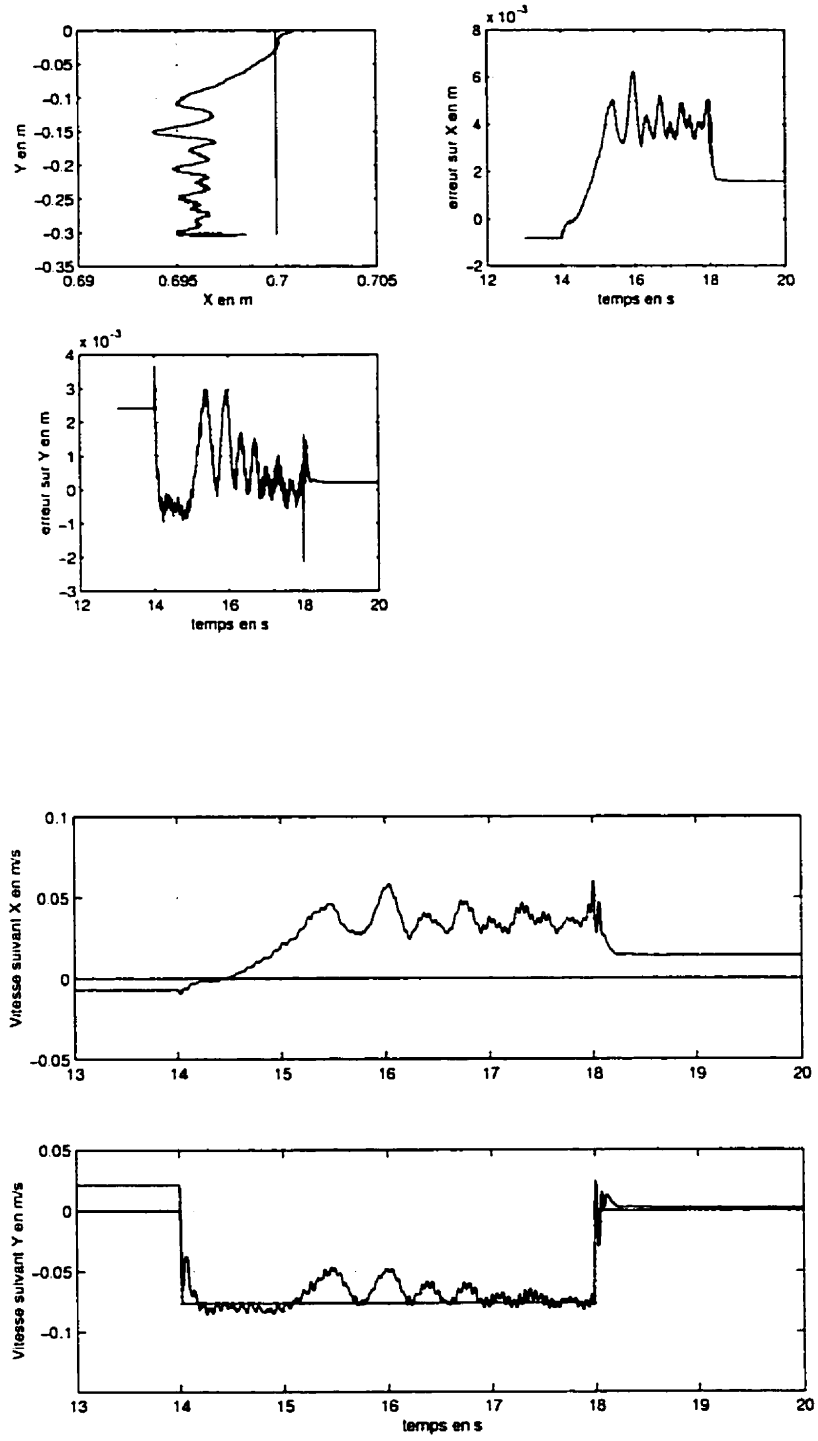


FIG. 4.8 – Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 4

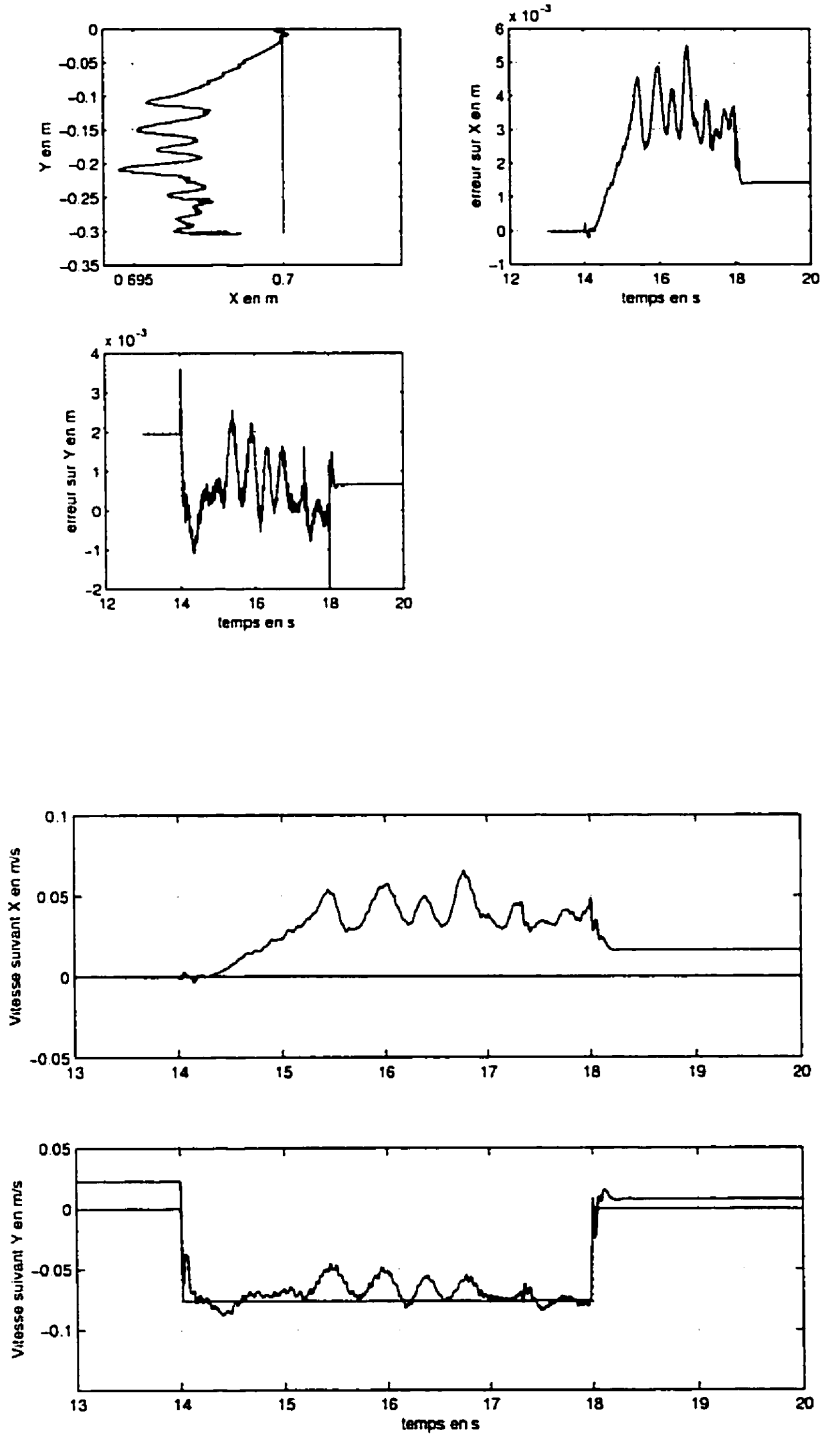


FIG. 4.9 – Suivi de trajectoire dans l'espace cartésien, série de gains 5

4.4 Contrôle dans l'espace contraint

4.4.1 Introduction

Le contrôle dans l'espace contraint est testé avec deux algorithmes de contrôle : le contrôle d'impédance et le contrôle hybride force/position. Le mouvement que le manipulateur doit effectuer est décomposé en trois parties : la première consiste à déplacer le manipulateur dans l'espace libre avec l'algorithme du couple précalculé en coordonnées articulaires pour l'amener de sa configuration initiale à une autre à partir de laquelle, il sera possible de le contrôler en coordonnées cartésiennes. La deuxième partie comprend le contrôle dans l'espace libre en coordonnées cartésiennes pour rapprocher le manipulateur de la poutre. Une fois le contact établi, c'est-à-dire que la force mesurée par le capteur est supérieure ou égale à 0.5 N, le contrôleur dans l'espace contraint prend le relais. En cas de perte de contact, le contrôleur en position reprend le manipulateur en main et le redirige vers la poutre.

Dans les essais réalisés, la période d'échantillonnage est égale à 1 ms. Pour reconstruire les signaux de vitesse, le même observateur sera utilisé que pour le contrôle dans l'espace libre. En effet, un observateur similaire est utilisé par Erlic et Lu [EL93] pour effectuer du contrôle d'impédance. Pour le contrôle hybride force/position, la démarche est la même.

Les références sont différentes de celles utilisées en simulation à cause des particularités du montage au laboratoire. En effet, le robot et l'environnement sont placés de telle façon qu'il n'est pas possible d'utiliser un angle α de 45 degrés ; le robot ne peut atteindre la poutre avec cet angle. De même, les références pour le suivi de trajectoire sont choisies de telle manière que les vitesses restent faibles. En effet, les forces non modélisées qui agissent sur le manipulateur et la dynamique des actionneurs ne permettent pas au manipulateur d'atteindre des vitesses trop importantes. Il a même été constaté des pertes d'impulsions dans les données des encodeurs optiques quand la vitesse angulaire dépassait 1 rad/s. De même les références en force seront supérieures à 1 N ; le capteur de force a un léger "offset" dont une partie a été compensée

(voir annexe A) et en prenant une référence en force très supérieure à cet "offset qui dépend de la configuration du robot à un instant donné, son effet sur les mesures de force est minimisé.

4.4.2 Contrôle d'impédance

4.4.2.1 Application d'une force en un point

Lors de la prise de contact du manipulateur avec la poutre, le contrôleur devient un contrôleur d'impédance. Les gains sont alors changés. Il s'agit ici d'appliquer une force constante de 6 N au point d'impact entre le manipulateur et l'environnement.

Les essais réalisés consistent, au moment du changement de contrôleur, à imposer le gain proportionnel, K_r, à 0. En considérant que la rigidité de l'environnement agira comme le gain en position, le gain dérivé, B_r, est, lui, placé à différentes valeurs pour étudier son effet sur la réponse du système.

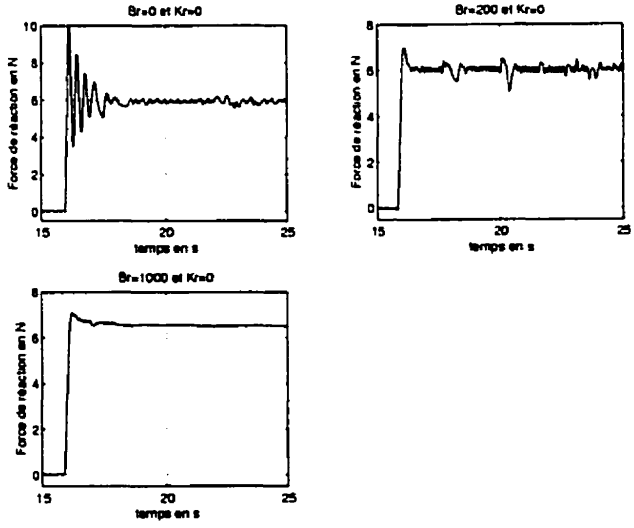


FIG. 4.10 - Réponse en force du système en un point fixe avec $K_r = 0$ et B_r variable

La figure 4.10 montre les résultats obtenus pour trois valeurs du gain dérivé. Lorsque $B_r = 0$, le système est très peu amorti, c'est pourquoi, il y a beaucoup d'oscillations pendant le régime transitoire. En augmentant B_r, le temps de réponse

devient plus court et la réponse en force moins oscillante parce que de plus en plus d'amortissement est introduit dans le système. Cependant, en régime permanent, il apparaît un cycle limite : la force tend bien vers la valeur désirée mais elle garde des petites oscillations. Lorsque B_r devient très grand (1000 et plus), le cycle limite tend à disparaître mais la force converge alors vers une valeur différente de celle désirée.

4.4.2.2 Application d'une force le long d'une trajectoire rectiligne

Cette fois, lorsque le manipulateur entre en contact avec l'environnement, il doit se déplacer tout en maintenant une force constante. A la fin du trajet, il continue d'exercer la même force sur son point d'arrivée. Le gain proportionnel K_r ne sera plus nul et comme la position de la poutre n'est pas connue avec précision, les références en position seront proches mais pas exactement celles des coordonnées réelles de l'environnement. Seul l'angle de 57 degrés entre la poutre et l'horizontale est connu avec précision. La planification de la trajectoire que doit effectuer le manipulateur a été exposé au chapitre I.

Dans l'espace libre, les gains du contrôleur et de l'observateur de vitesses restent fixes (voir tableau 4.4). Dans l'espace contraint, comme le même observateur de vitesses est utilisé, ses gains ne sont pas modifiés.

	Contrôleur		Observateur	
	K_p	K_d	L_p	L_d
Gains	225	21.2	70.7	2500

TAB. 4.4 – Gains du contrôleur dans l'espace libre et de l'observateur de vitesses

Les gains du contrôleur d'impédance sont : $B_r = diag(40, 40)$ et $K_r = diag(400, 0)$. La loi de commande implantée sera alors :

$$\tau = J^t(G_x(\theta) + V_x(\theta, \dot{\theta}) + R_a f_r + M_x(\theta)(\ddot{X}_d + M_r^{-1} B_r(\dot{X}_d - \dot{X}) + \\ + M_r^{-1} R_a K_r(X_d - X) + M_r^{-1} R_a(f_r - fd)) + \tau_f \qquad (4.14)$$

Ainsi, le gain K_r ne s'applique que dans la direction du déplacement. Dans la direction de la force, seul le gain dérivé, B_r est utilisé pour amortir la réponse du système.

Les caractéristiques des trajets que devra suivre le manipulateur sont présentés au tableau 4.5.

	X_0 (m)	temps désiré	Accélération	distance
essai 1	[0.69;-0.34]	4 s	4 m/s^2	0.1 m
essai 2	[0.69;-0.34]	2 s	4 m/s^2	0.1 m

TAB. 4.5 - Paramètres des trajectoires de référence, contrôle d'impédance

A la figure 4.11 sont montrés les résultats obtenus pour le premier essai. La force désirée est de 6 N. Il apparaît que la force de réaction suit bien sa référence tout au long du trajet après le régime transitoire dû à l'impact. Le dépassement est très important (83% environ) car le gain dérivé est faible, donc il y a peu d'amortissement. Par contre, les erreurs de suivi de trajectoire sont importantes (supérieures à 1 cm suivant l'axe X_c). Des erreurs importantes sont aussi présentes dans le suivi de vitesse le long de l'axe X_c. Les vitesses de référence étant faibles, les forces non compensées prennent d'autant plus d'importance et contribuent à déteriorer les performances du manipulateur. Le long de Y_c, la vitesse reste presque nulle pendant le déplacement ce qui est bien la vitesse désirée.

L'essai 2 (figure 4.12) consiste à diminuer le temps de trajet le long de la poutre de moitié. La réponse en force est stable et converge vers une valeur finale proche de la force désirée. Lors de la prise de contact, le dépassement sur la force est du même ordre que dans l'essai précédent. L'erreur de suivi le long de X_c est encore plus importante pendant le trajet mais, au final, cette erreur diminue rapidement pour tomber à une valeur proche d'un demi centimètre. Les erreurs de suivi vitesse sont importantes à cause du régime transitoire au moment de l'impact. Une fois ce régime achevé, le suivi est bien meilleur.

En résumé, le contrôle d'impédance est stable, le suivi de force est bon mais le suivi de trajectoire comporte des erreurs importantes.

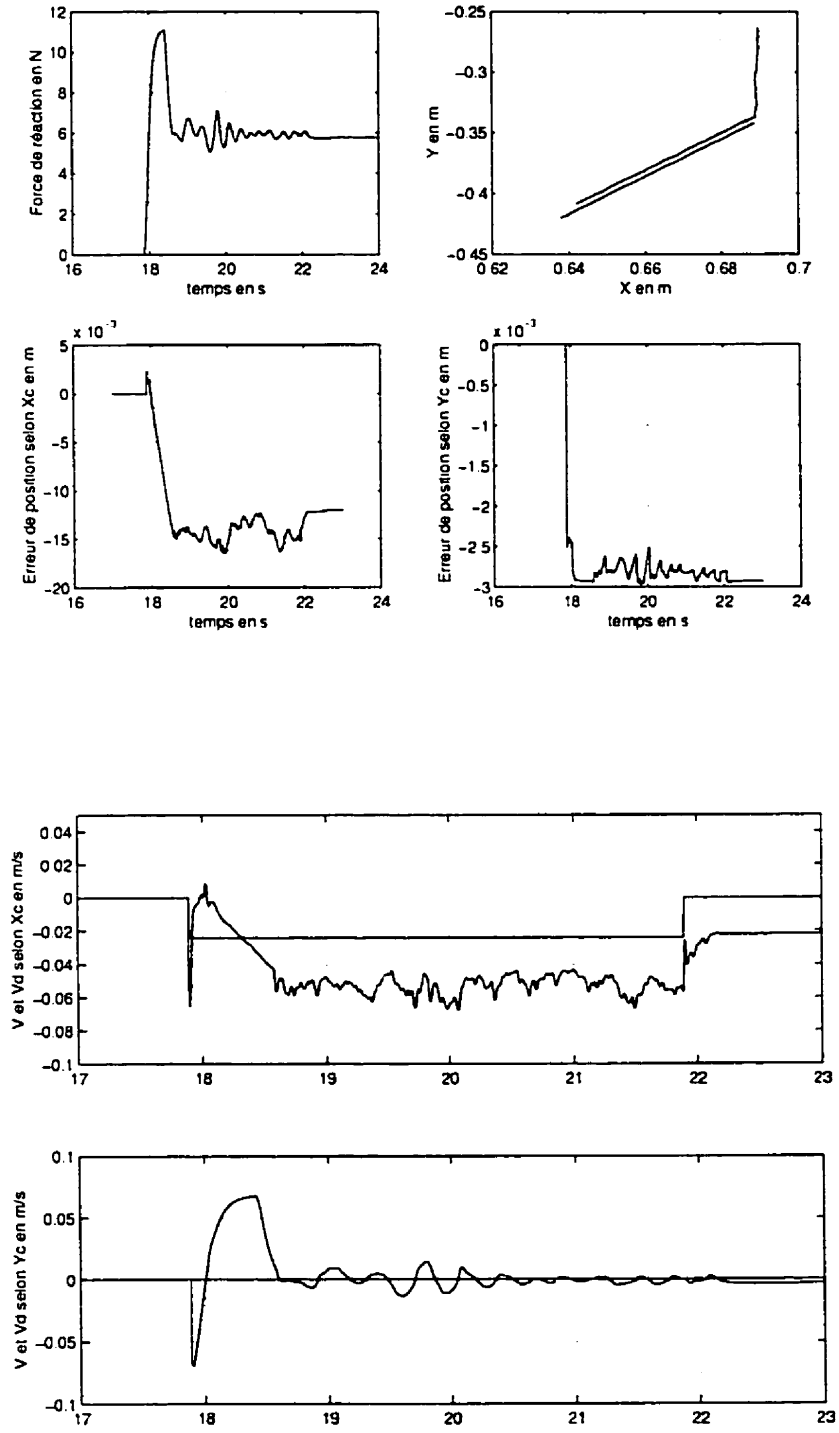


FIG. 4.11 – Contrôle d'impédance, suivi de trajectoire, essai 1

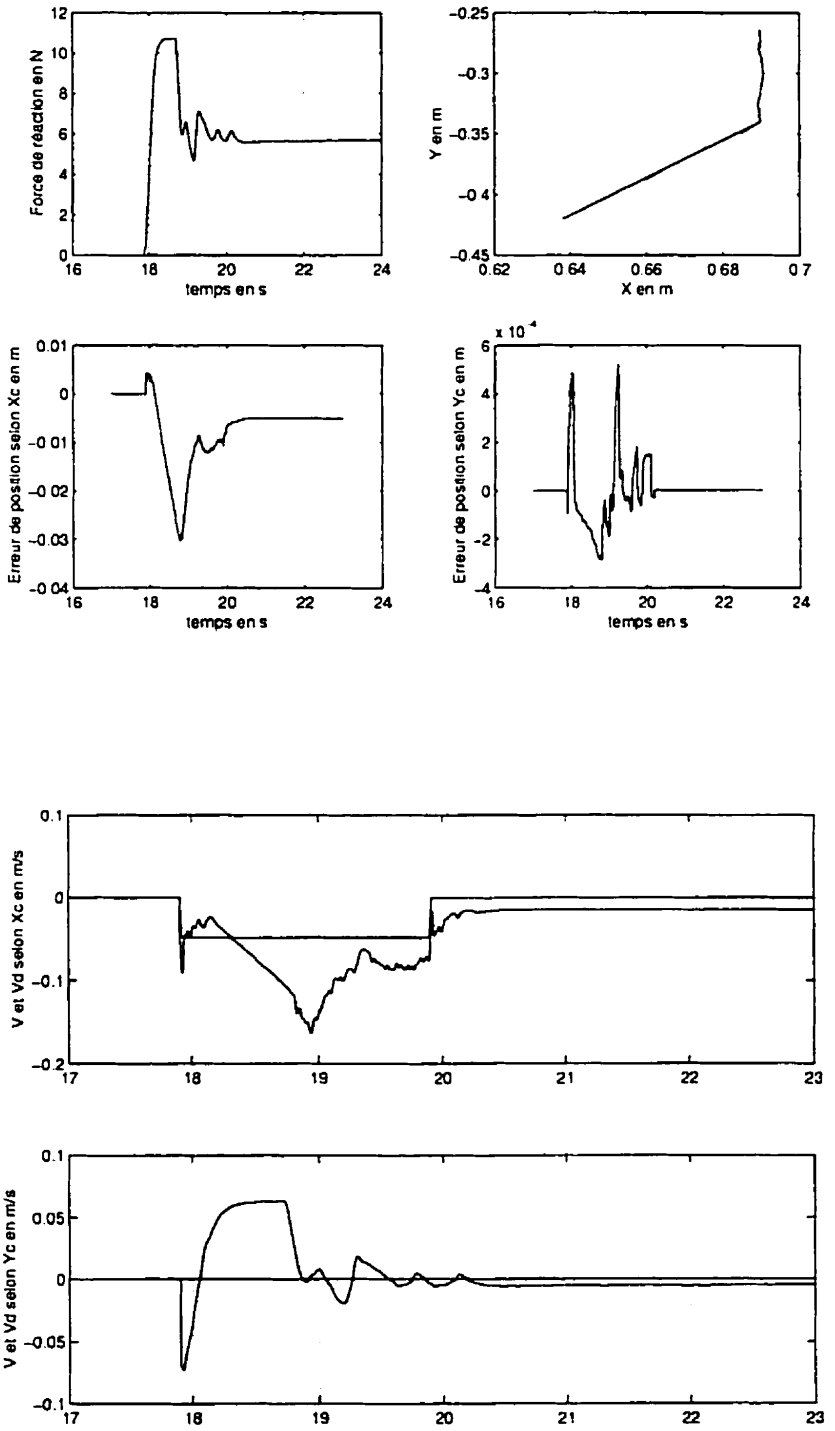


FIG. 4.12 – Contrôle d'impédance, suivi de trajectoire, essai 2

4.4.3 Contrôle hybride force/position

4.4.3.1 Application d'une force en un point

Comme pour le contrôle d'impédance, il s'agit, ici, d'appliquer une force de 6 N. au point de contact entre la manipulateur et l'environnement.

La position de la poutre n'étant toujours pas connue avec précision, deux séries d'essais dont les caractéristiques se trouvent au tableau 4.6 sont réalisés avec des références différentes pour étudier leur effet sur la réponse en force du manipulateur. Pour le contrôle en position, la pulsation naturelle du contrôleur est égal à 20 rad/s et son amortissement égal à 0.707.

	X_0 (m)	K_p	K_d	k_f	k_i
essai 1	[0.69 ;-0.33]	400	28.28	1	0
essai 2	[0.69 ;-0.35]	400	28.28	1	0

TAB. 4.6 - Paramètres du contrôleur et des références en position

La figure 4.13 montre que la force converge bien vers sa valeur désirée avec une erreur statique en régime permanent de moins de 2%. Il apparaît aussi que le système comporte intrinsèquement de l'amortissement. En effet, tel qu'il avait été modélisé pour les simulations, il fallait introduire un gain k_v sur la vitesse pour amortir le système sinon, il se comportait comme un oscillateur non-amorti.

Le deuxième essai dont la réponse en force se trouve à la figure 4.14 montre que les résultats sont équivalents quelles que soient les références en position estimées pour l'environnement. L'erreur statique est de 3% en régime permanent et le dépassement est identique dans les deux cas.

Un troisième essai est effectué avec une composante intégrale sur le contrôleur en force. Les paramètres de l'expérience sont au tableau 4.7. La pulsation naturelle et l'amortissement du contrôleur en position restent les mêmes qu'aux autres essais. Pour le contrôleur en force, la pulsation est égale à 2 rad/s et l'amortissement égal à 0.707

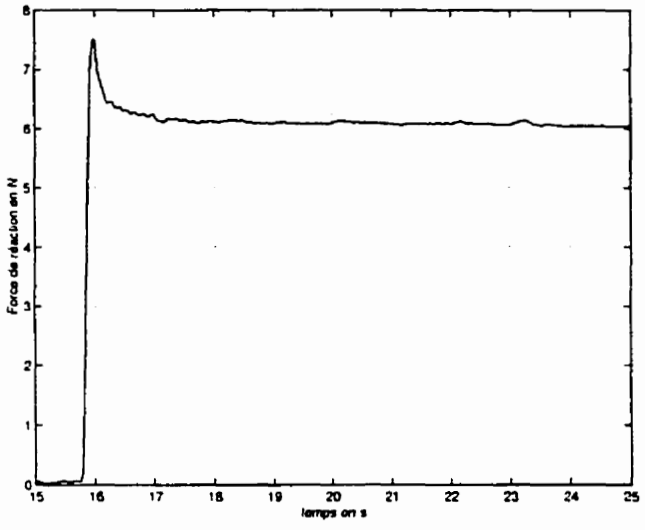


FIG. 4.13 - Contrôleur hybride, essai 1, réponse en force

	X_0	K_p	K_d	k_f	k_i
essai 3	[0.69;-0.33]	400	28.28	2.828	4

TAB. 4.7 - Paramètres du contrôleur avec composante intégrale sur la force et des références en position

A la figure 4.15, il apparaît que la force de réaction comporte beaucoup d'oscillations. Le fait d'avoir un gain proportionnel supérieur à 1 introduit déjà des oscillations mais le gain intégral en rajoute encore. Un cycle limite apparaît par la même occasion en régime permanent. Il est donc délicat de rajouter un gain intégral dans la mesure où s'il est trop faible, il aura très peu d'effet et s'il est trop important, le système risque de diverger.

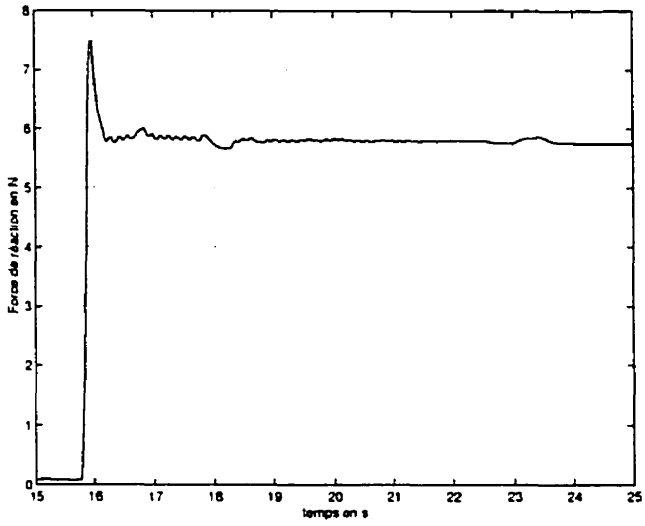


FIG. 4.14 - Contrôleur hybride, essai 2, réponse en force

4.4.3.2 Application d'une force le long d'une trajectoire rectiligne

Pour le suivi de trajectoire, le même mode opératoire est utilisé que pour le contrôleur d'impédance, c'est-à-dire un parcours de 0.1 m en ligne droite le long de la poutre avec auparavant, un mouvement dans l'espace libre pour amener le manipulateur en contact avec l'environnement. La force désirée est de 6 N et la période d'échantillonnage de 1 ms.

Trois essais dont les caractéristiques sont données au tableau 4.8 ont été réalisés. Les paramètres de ce tableau sont différents de ceux utilisés en simulation. En effet, les vitesses qui sont assignées au manipulateur sont moins rapides qu'en simulation. Deux raisons expliquent ce changement : le premier est un problème matériel car la cart de lecture des encodeurs optiques perd des impulsions si les vitesses angulaires du manipulateur dépassent 1 rad/s ; la deuxième raison provient des erreurs de modèle : si le déplacement est trop rapide, les forces non compensées peuvent entraîner la divergence du système.

Pour chaque essai, les gains sont donnés au tableau 4.9

A la figure 4.16, il apparaît que la réponse en force oscille autour de la valeur désirée tout au long du déplacement. Cependant, à la fin du trajet, sa valeur diminue

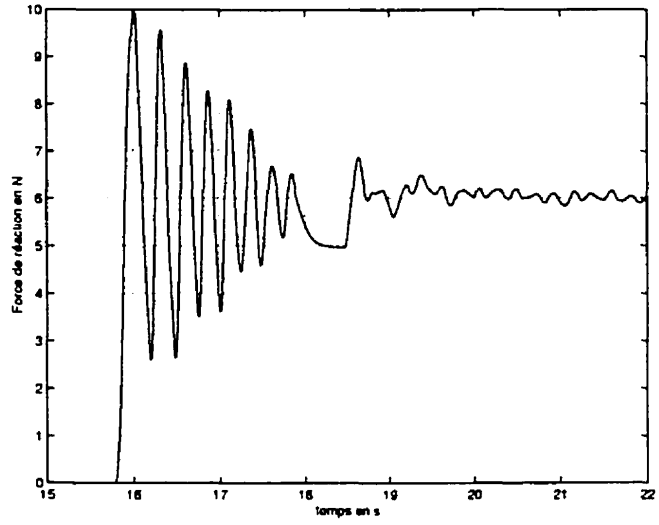


FIG. 4.15 - Contrôleur hybride, essai 3, réponse en force

	X_0 (m)	temps désiré	Accélération	distance
essai 1	[0.69 ;-0.33]	4 s	4 m/s^2	0.1 m
essai 2	[0.69 ;-0.33]	4 s	4 m/s^2	0.1 m
essai 3	[0.69 ;-0.33]	2 s	4 m/s^2	0.1 m

TAB. 4.8 - Paramètres des trajectoires de référence, contrôle hybride

pour atteindre une valeur finale ayant une erreur statique de 9.2%. Le suivi de vitesse a des performances comparables à celles obtenues avec le contrôleur d'impédance. Il est difficile de suivre les références à cause de l'impact que le manipulateur doit absorber avant de poursuivre sa trajectoire. De plus, les erreurs de suivi de position sont relativement importantes et dépassent 1 cm suivant l'axe X_c. Le long de Y_c, les erreurs ne sont fonction que de la méconnaissance de la position réelle de l'environnement dans l'espace cartésien.

Pour essayer d'améliorer les choses, pour le deuxième essai, une composante intégrale est rajoutée. Effectivement, à la figure 4.17, le suivi de force reste plus proche de la référence, surtout en fin de parcours où l'erreur tombe à 2%. Pendant, le trajet les oscillations ont, par contre, plus d'amplitude.Les erreurs de position suivant X_c sont par la même occasion diminuées de moitié, environ.

	K_p	K_d	k_f	k_i
essai 1	225	21.2	2	0
essai 2	225	21.2	2	2
essai 3	225	21.2	2	2

TAB. 4.9 – Paramètres des contrôleurs, suivi de trajectoire

Le troisième essai consiste à diminuer le temps de trajet de moitié tout en gardant la même distance à parcourir et la même accélération désirée. La force de réaction, comme le montre la figure 4.18, a un dépassement plus important que précédemment et oscille avec encore plus d'amplitude que dans les autres essais. Néanmoins, les erreurs de suivi de trajectoire restent faibles (moins de 5 mm) et le suivi de vitesses comparables aux essais précédents.

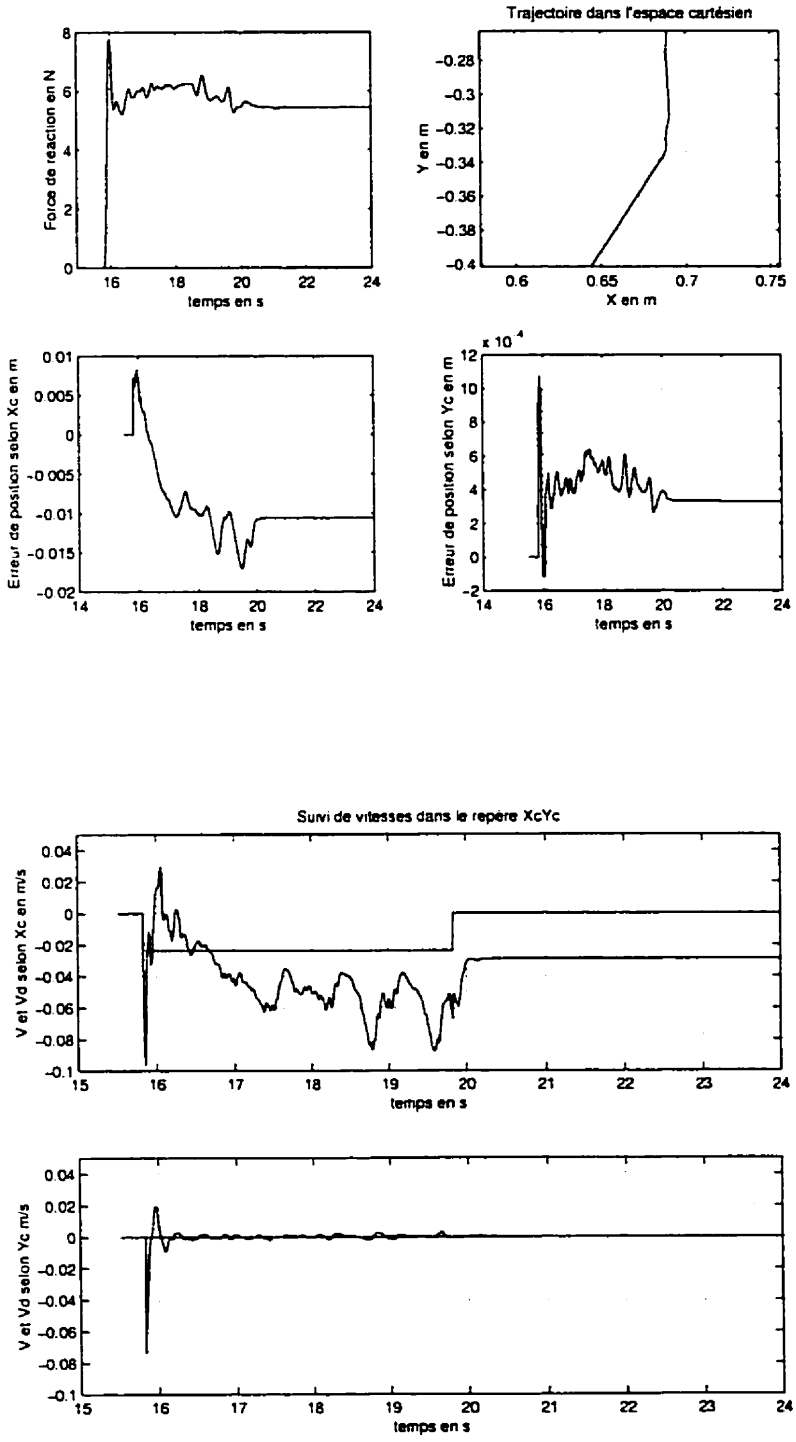


FIG. 4.16 – Contrôle hybride, suivi de trajectoire, essai 1

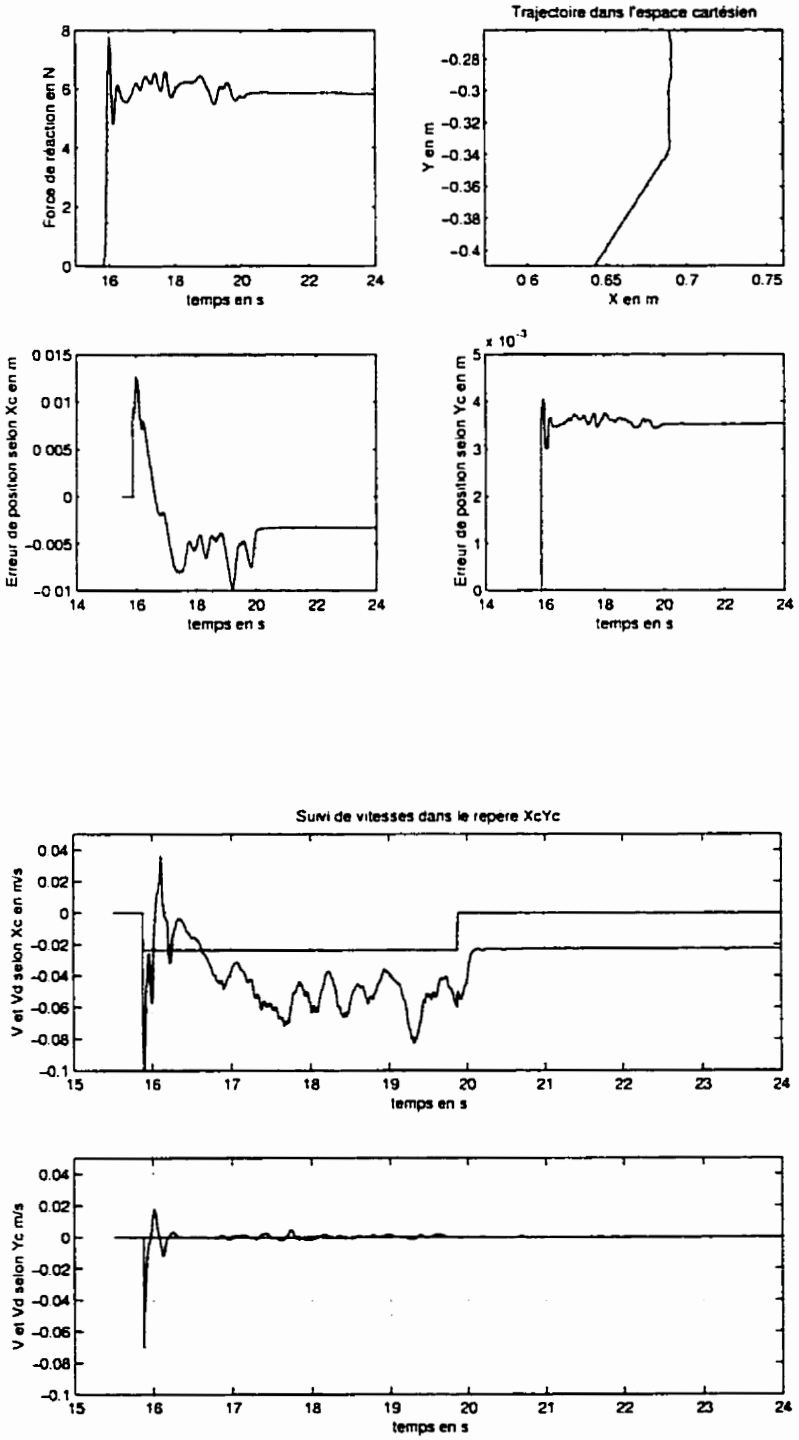


FIG. 4.17 – Contrôle hybride, suivi de trajectoire, essai 2

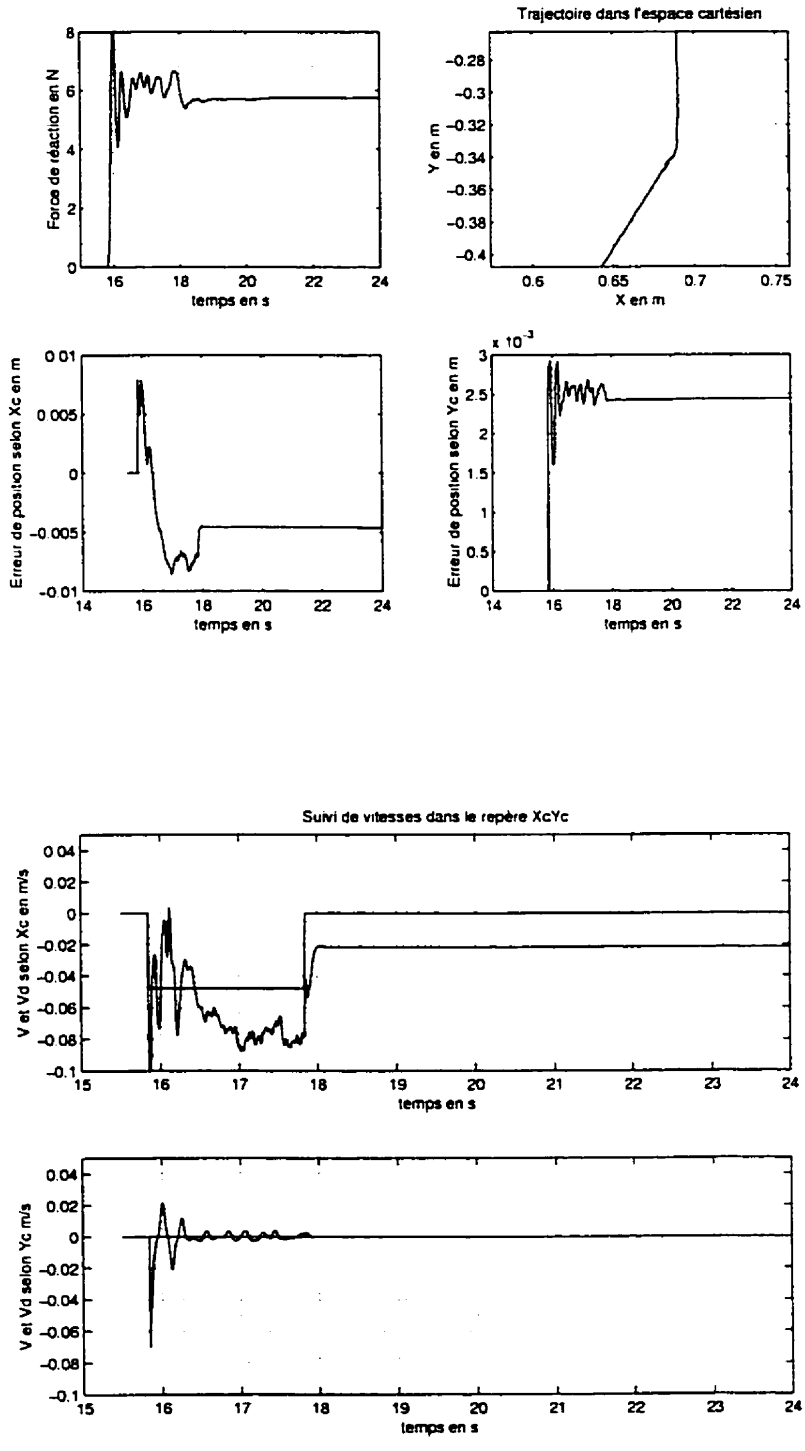


FIG. 4.18 – Contrôle hybride, suivi de trajectoire, essai 3

4.5 Conclusion

Les algorithmes de contrôle dans l'espace libre et dans l'espace contraint ont été implantés avec succès. Il apparaît aussi que l'observateur de vitesse donnent de bons résultats bien qu'il reste très dépendant des erreurs de modèles. Il a par contre, l'avantage de s'appliquer aussi bien pour le contrôle en position que pour le contrôle force/position alors qu'il a été développé, en premier lieu, pour l'algorithme du couple précalculé [GBH99].

Lorsque le manipulateur entre en contact avec l'environnement, le changement de contrôleur s'effectue sans rebondir et le robot effectue les tâches de contrôle en force qui lui sont assignées. Par ailleurs, le système robot-environnement possède un certain amortissement intrinsèque : la poutre absorbe une partie des chocs et l'articulation du manipulateur au niveau du second moteur est un peu flexible. Ainsi, le contrôleur hybride qui faisait agir le robot comme un oscillateur non amorti en simulation ne nécessite plus l'ajout du gain k_v sur la vitesse le long de l'axe Y_c.

En ce qui concerne le comportement dynamique du manipulateur, les performances du contrôleur hybride sont meilleures que celles du contrôleur d'impédance. Il y a moins d'oscillations pendant le trajet le long de la poutre et il y a moins d'erreur de suivi de trajectoire. En jouant sur les gains, il devrait être possible de réduire les erreurs de position mais il faudra s'assurer que le suivi de force n'en soit pas affecté.

Aucun essai n'a encore pu être réalisé avec la surface en mouvement mais des travaux futurs y auront spécifiquement trait. Le montage devra être modifié de façon à pouvoir mesurer l'angle entre la poutre et l'horizontale à tout moment ainsi qu'installer et asservir un actionneur qui animera la poutre d'un mouvement.

CONCLUSION

Cette étude a abordé le contrôle en force/position d'un manipulateur robotique. L'originalité de la tâche à effectuer est que l'objet sur lequel la force doit être appliquée est soumise à des oscillations à fréquence fixe mais seules des simulations ont été effectuées pour cette application.

La première partie du mémoire concernait la modélisation du système ainsi que les lois de contrôle retenues pour commander le manipulateur.

Les simulations réalisées ensuite ont illustré les performances des algorithmes sélectionnés. Il a été montré notamment l'instabilité du contrôleur hybride lorsqu'il n'existe pas d'amortissement dans le système formé par le robot et la poutre. La période d'échantillonnage est apparue comme un facteur déterminant pour la stabilité du système. Par contre, d'autres phénomènes n'ont pas été modélisés comme les capteurs et les actionneurs car leur influence avait déjà fait l'objet d'une autre étude.

L'implantation sur le banc de test a été effectuée que dans le cas d'un environnement fixe dont la position dans l'espace opérationnel n'était pas connue avec précision. Plusieurs différences avec les simulations sont apparues. D'abord, il s'est avéré que le système du laboratoire comportait de l'amortissement ce qui avait pour avantage d'assurer une certaine stabilité avec des périodes d'échantillonage plus élevées qu'en simulation. Le contrôle dans l'espace libre est sujet à deux limitations : les frottements et les erreurs de modèle. Il s'avère que la friction des actionneurs est un phénomène dynamique difficile à estimer et compenser, notamment à faibles vitesses. Les coefficients déterminés aux chapitre III ont permis d'améliorer les performances de l'algorithme du couple précalculé à tel point que la présence d'un intégrateur n'est plus indispensable car l'utilisation d'un contrôleur Proportionnel-Dérivé avec compensation de frottements s'avère précis et stable, l'intégrateur induisant des oscillations en fin de parcours.

Les erreurs de modèle sont aussi un facteur limitant. Les coefficients du modèle du robot ont été déterminés approximativement. Il en découle des erreurs qui se

répercutent sur l'observateur de vitesses et donc sur les performances du contrôleur.

Néanmoins, l'implantation du contrôleur discontinu avec le contrôleur d'impédance et le contrôleur hybride force/position s'est effectuée avec succès. Le fait d'approcher de l'environnement à faible vitesse permet de s'affranchir de l'utilisation d'un contrôleur durant la phase d'impact : dans nos tests, il n'y a jamais eu de perte de contact au moment de l'impact. Le robot est capable de suivre correctement les trajectoires qui lui sont assignées tout en appliquant une force sur la poutre. Le contrôleur hybride force/position donne cependant de meilleurs résultats pour le suivi de trajectoire que le contrôleur d'impédance même en ajoutant un gain sur l'erreur de position dans la direction du déplacement.

L'utilisation d'un système de commande à architecture distribuée permet de s'affranchir des problèmes de temps de calcul. Il est possible d'effectuer toutes les opérations requises, notamment le calcul des matrices pour compenser les éléments non linéaires du système, tout en gardant une période d'échantillonnage faible.

Les actions à entreprendre pour la suite de cette étude seraient d'identifier avec précision les paramètres du modèle du manipulateur, avec un filtre de Kalman par exemple, pour améliorer les performances des algorithmes de contrôle. Il serait aussi possible de changer d'approche et d'utiliser un observateur de perturbation plutôt que de compenser la gravité et les forces centrifuges et de Coriolis avec les paramètres estimés.

Des essais préliminaires ont été effectués avec la poutre en mouvement. L'environnement est mis en mouvement en le poussant avec la main et la force est appliquée sur le point d'impact entre le robot et la poutre. Le contrôleur hybride force/position est utilisé. la figure 4.19 et les gains dans le tableau 4.10.

	K_p	K_d	k_f	k_i
gains	900	42.42	2	2

TAB. 4.10 – Poutre en mouvement, gains du contrôleur

Seule la valeur de l'angle α a été incorporée aux références, la vitesse et l'accélé-

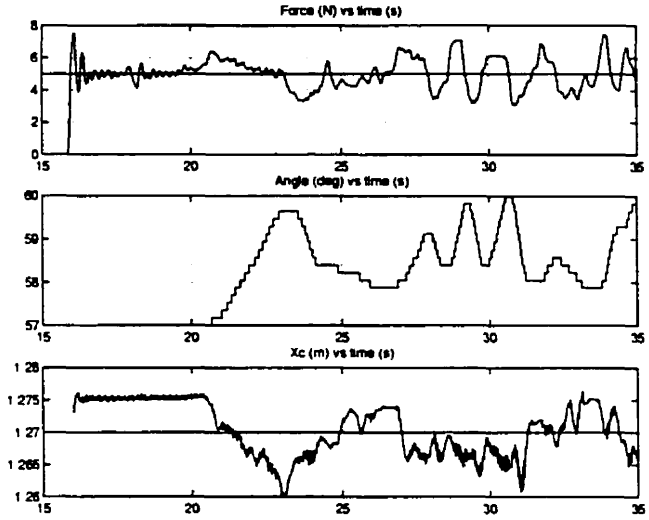


FIG. 4.19 - Contrôleur hybride force/position, poutre en mouvement

ration angulaires ne sont pas connues. Lorsque la poutre bouge, la force oscille aussi mais reste dans une limite de plus ou moins un Newton autour de sa référence. De même, le robot conserve bien sa position désirée dans une limite d'un demi-centimètre en plus ou en moins de sa valeur désirée le long de l'axe X_c. Ces premiers résultats sont encourageants. En augmentant le gain sur la force, il devrait être possible de réduire les oscillations pour obtenir une meilleure réponse.

BIBLIOGRAPHIE

[AAH86] Christopher G. Atkeson, Chae H. An, and John M. Hollerbach. Estimation of inertial parameters of manipulator loads and links. *The International Journal of Robotics Research*, 5(3) :101–119, 1986.

[AFH96] J. Amin, B. Friedland, and A. Harnoy. Implentation of a friction estimation and compensation technique. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Control Applications*, pages 804–808, 1996.

[AH87] Chae H. An and John M. Hollerbach. Kinematic stability issues in force control of manipulators. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 897–903, 1987.

[AHDdW94] Brian Armstrong-Hélouvry, Pierre Dupont, and Carlos Canudas de Wit. A survey of models, analysis tools and compensation methods for the control of machines with friction. *Automatica*, 30 :1083–1138, 1994.

[Amo98] Silété Alain Amouzou. Étude du contrôle de force-position avec modélisation des forces d'impact. Master's thesis, École Polytechnique de Montréal, April 1998.

[AS87] Robert J. Anderson and Mark W. Spong. Hybrid impedance control of robotic manipulators. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 1073–1080, 1987.

[AT94] H. Arai and K. Tanie. Real-time path tracking with torque limits by using a disturbance observer. In *Proceedings of the IEEE International Conference On Robotics and Automation*, pages 1859–1865, 1994.

[Blo98] Stéphane Blouin. Étude de l'interaction entre un manipulateur et son environnement : Identification des paramètres et réglage du contrôleur. Master's thesis, École Polytechnique de Montréal, 1998.

[BTC96] Robert Bickel, Masayoshi Tomizuka, and Wankyun Chung. Hybrid impedance control in constraint coordinates using a disturbance observer.

In *Proceedings of the IEEE International Conference on Decision and Control*, pages 1974–1979, 1996.

[CR81] J. J. Craig and M. H. Raibert. Hybrid Position/Force control of manipulators. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, 102 :126-133, 1981.

[Cra89] J. J. Craig. *Introduction to Robotics : Mechanics and Control.* Addison-Wesley Publising Company, 2nd edition, 1989.

[DeS96] Romano M. DeSantis. Motion/Force control of robotics manipulators. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, 118 :386–389, 1996.

[DS95] Romano M. De Santis. *Asservissement En Position D'un Manipulateur Robotique, Notions et Techniques Fondamentales.* École Polytechnique de Montréal, 1995.

[dWOAL95] C. Canudas de Wit, H. Olsson, K. J. Aström, and P. Lischinsky. A new model for control of systems with friction. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 40 (3) :419–425, 1995.

[EB96] M. R. Elhami and D. J. Brookfield. Identification of coulomb and viscous friction in robot drives : An experimental comparison of methods. *Proc Instn Mech Engrs*, 210 :529–540, 1996.

[EL93] Mile Erlic and W.-S. Lu. Impedance control without using velocity measurements. In *Proceedings of the IEEE Conference on Control Applications*, pages 47–52, 1993.

[FGL87] K. S. Fu, R. C. Gonzales, and C. S. G. Lee. *Robotics : Control, Sensing, Vision and Intelligence.* New York : McGraw-Hill, 1987.

[FM92] Bernard Friedland and Sophia Mentzelopoulou. On adaptative friction compensation without velocity measurement. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Control Applications*, pages 1076–1081, 1992.

[FM93] Bernard Friedland and Sofia Mentzelopoulou. On estimation of dynamic friction. In *Proceedings of 32nd Conference on Decision and Control*, pages 1919–1924, 1993.

[FP92] Bernad Friedland and Young-Jin Park. On adaptative friction compensation. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 37 :1609–1612, 1992.

[GBH99] Richard Gourdeau, Stéphane Blouin, and Richard Hurteau. Computed torque control of robots without joint velocity measurements. In *Proceedings of the IEEE 1999 Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, pages 1413–1418, 1999.

[Ger96] Stéphane Germain. Mise au point d'un banc d'essai pour l'étude théorique et expérimentale de robots flexibles. Master's thesis, École Polytechnique de Montréal, 1996.

[Hog87] N. Hogan. Stable execution of contact tasks using impedance control. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 1047–1053, 1987.

[JHB97] Seul Jung, T. C. Hsia, and R. G. Bonitz. On robust impedance force control of robot manipulators. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 2057–2062, 1997.

[JL91] Craig T. Johnson and Robert D. Lorenz. Experimental identification of friction an its compensation in precise, position controlled mechanisms. In *IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, pages 1400–1406, 1991.

[KAT86] Tomoaki Kubo, George Anwar, and Masayoshi Tomizuka. Application of nonlinear friction compensation to robot arm control. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 722–727, 1986.

[KB86] Oussama Khatib and Joel Burdick. Motion and force control of robot manipulators. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 1381–1386, 1986.

[LG91] G. J. Liu and A. A. Goldenberg. Robust hybrid impedance control of robot manipulators. In *Proceeedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 287–292, 1991.

[LH91] T. A. Lasky and T.C. Hsia. On force-tracking impedance control of robot manipulators. In *Proceedings of the IEEE Conference on Robotics and Automation*, pages 274–280, 1991.

[LM90] D. M. Lokhorst and J.K. Mills. Implementation of a discontinuous control law on a robot during collision with a stiff environment. In *Proceedings of the IEEE Conference on Robotics and Automation*, pages 56–61, 1990.

[Mat97] The Mathworks, Inc. *Real-Time Workshop*, 1997.

[MF94] Sofia Mentzelopoulou and Bernard Friedland. Experimental evaluation of friction and compensation techniques. In *Proceedings of the American Control Conference*, pages 3132–3136, 1994.

[ML93] J. K. Mills and D. M. Lokhorst. Control of robotic manipulators during general task execution : A discontinuous control approach. *The International Journal of Robotics Research*, 12(2) :146–163, April 1993.

[PD94] Michel Pelletier and Michel Doyon. On the implementation and performance of impedance control on position controlled robots. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 1228–1233, 1994.

[Pel96] Michel Pelletier. Synthesis of hybrid impedance control strategies for robot manipulators. *ASME Jour. of Dynamic Systems, Measurement and Control*, 118 :566–571, 1996.

[SC93] Homayoun Seraji and Richard Colbaugh. Force tracking in impedance control. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 499–506, 1993.

[SL87] J. J. E. Slotine and W. Li. On the adaptative control of robot manipulators. *The International Journal of Robotics Research*, 6 :49–59, 1987.

[TB98] H. D. Taghirad and P. R. Bélanger. Modeling and parameter identification of harmonic drive systems. *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, 120 :439–444, 1998.

[TWXI96a] T. J. Tarn, Y. Wu, N. Xi, and A. Isidori. Force regulation and contact transition control. *IEEE Control Systems Magazine*, 16 :32–40, 1996.

[TWXI96b] T.J. Tarn, W. Wu, N. Xi, and A. Isidori. Robust impact control via positive acceleration feedback for robot manipulators. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation.*, pages 1891-1896, 1996.

[WL97] C. Canudas De Wit and P. Lischinsky. Adaptative friction compensation with partially known dynamic friction model. *International journal of Adaptative Control and Signal Processing*, 11 :65–80, 1997.

[YKIH98] K. Yamada, S. Komada, M. Ishida, and T. Hori. Robust control of robot manipulators by MIMO disturbance observer. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 1451–1456, 1998.

[YMD96] K. Yoshida, C. Mavroidis, and S. Dubowsky. Impact dynamics of space long reach manipulators. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 1909–1916, 1996.

[ZF91] Y. F. Zheng and Y. Fan. Robot force sensor interacting with environments. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 7(1) :156–163, 1991.

Annexe A

Le robot et son environnement

A.1 Introduction

Cette annexe a pour but de présenter les caractéristiques mécaniques du manipulateur et de l'environnment. Le détail des différents capteurs et actionneurs sera développé.

A.2 Le robot manipulateur

A.2.1 Paramètres du robot

Le manipulateur est celui présenté à la figure A.1. Le tableau A.1 récapitule ses différents paramètres de longueur et de masse indispensables aux algorithmes de contrôle étudiés au chapitre I.

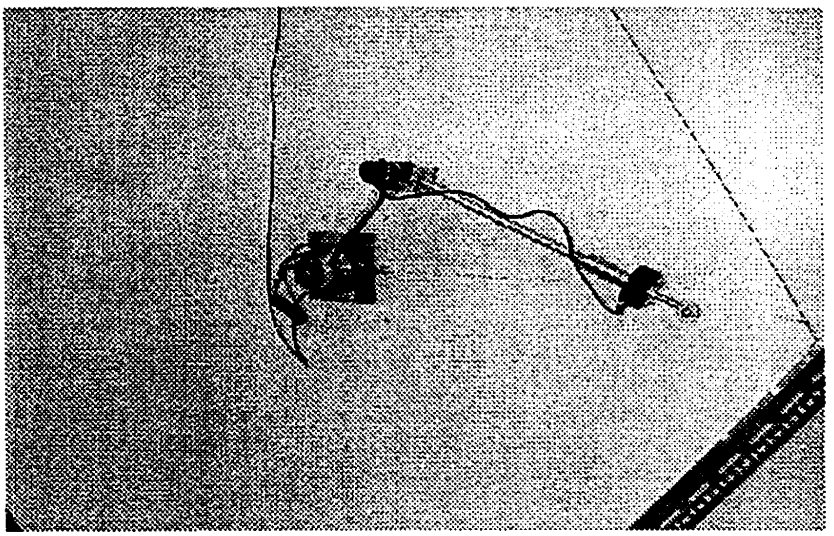


FIG. A.1 - Le robot en étude

Cependant, en simulation, pour modéliser le robot, une hypothèse simplificatrice a été utilisée. En effet, il a été considéré que les masses des segments du manipulateur

segment	longueur (m)	masse (kg)
1	0.285	0.8207
2	0.575	0.8135

TAB. A.1 - Paramètres du manipulateur

étaient négligeables et qu'elles étaient concentrées aux extrémités. Pour commander correctement le manipulateur, il faut utiliser et identifier un modèle qui prend en compte la position du centre de masse des membrures.

Le nouveau modèle sera [AAH86] :

$$\mathbf{M}(\theta) = \begin{pmatrix} m_1 d_1^2 + I_1 + I_2 + m_2(l_1^2 + d_2^2) + 2m_2 d_2 l_1 c_2 & m_2 d_2^2 + m_2 d_2 l_1 c_2 + I_2 \\ m_2 d_2^2 + m_2 d_2 l_1 c_2 + I_2 & m_2 d_2^2 + I_2 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{V}(\theta, \dot{\theta}) = \begin{pmatrix} -m_2 l_1 d_2 s_2 \dot{\theta}_2^2 - 2m_2 l_1 d_2 s_2 \dot{\theta}_1 \dot{\theta}_2 \\ m_2 l_1 d_2 s_2 \dot{\theta}_1^2 \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{G}(\theta) = \begin{pmatrix} m_2 d_2 g c_{12} + (m_1 d_1 + m_2 l_1) g c_1 \\ m_2 d_2 g c_{12} \end{pmatrix}$$

avec $c_i = \cos(\theta_i)$, $s_i = \sin(\theta_i)$, $c_{ij} = \cos(\theta_i + \theta_j)$, d_1 la position du centre de masse de la première articulation et d_2, celle de la deuxième articulation.

Les valeurs numériques utilisées ont été déterminées en mesurant et pesant chaque membrure. Ainsi, les termes d'inertie, I_1 et I_2 n'ont pas été évalués. Lors du contrôle du bras, ces erreurs de modèles seront compensés par le contrôleur PD ou PID utilisé. Le tableau A.2 contient les valeurs qui seront utilisées pour modéliser le robot.

A.2.2 Actionneurs

Les actionneurs sont deux moteurs à courant continu de type "harmonic drive". Les caractéristiques de ces actionneurs ont déjà été étudiées et documentées par Blouin

m_1	0.8207 kg
m_2	0.8135 kg
l_1	0.285 m
l_2	0.575 m
d_1	0.24 m
d_2	0.34 m

TAB. A.2 – Valeurs numériques des paramètres du robot

[Blo98] et Germain [Ger96].

Le moteur de la première articulation est de type RH-14, le deuxième, de type RH-11. Le tableau A.3 récapitule les principales caractéristiques de ces actionneurs.

	RH-14	RH-11
masse (kg)	0.78	0.492
moment d'inertie (kgm^2)	0.0216	0.043
const. de temps électrique (s)	$4.1\ 10^{-4}$	$3.4\ 10^{-4}$
const. de temps mécanique (s)	0.007	0.0085
gain couple/courant (NmA^{-1})	2.92	4.91
constante de tension ($Vsrad^{-1}$)	2.86	4.77
résistance d'armature (Ω)	2.7	4.7

TAB. A.3 – Caractéristiques des actionneurs

Les moteurs sont commandés en courant mais les algorithmes de contrôle en position et en force calculent un couple qu'il faut donc convertir. Des amplificateurs de courant COPLEY 303 sont utilisés en plus de diviseurs de tension pour utiliser au mieux la résolution des convertisseurs Numériques/Analogiques de la carte d'acquisition (Pour plus de détails, il faut se référer à Germain [Ger96]). Le tableau A.4 récapitulent les valeurs utilisées pour les conversions.

Gain des COPLEY 303 (A/V)	1.21
Diviseur de tension no.1	0.425
Diviseur de tension no.2	0.2

TAB. A.4 – Diviseurs de tension et gain des amplificateurs de courant

A.2.3 Capteurs

A.2.3.1 Les capteurs de positions angulaires

Les moteurs sont couplés avec des encodeurs optiques et sont équipés d'un réducteur. Pour chaque actionneur, deux encodeurs sont placés en quadrature ce qui augmente la résolution en plus de la présence du facteur de réduction. Le tableau A.5 contient les données numériques de ces capteurs.

actionneur	RH-14	RH-11
résolution (imp/tr)	100000	200000

TAB. A.5 - Résolution des encodeurs optiques

A.2.3.2 Le capteur de force

Le capteur de force de marque ATI et de type Gamma est monté au bout du manipulateur. Il est capable de mesurer force et couples suivant 6 axes. Le tableau A.6 contient ses principales caractéristiques d'après la documentation du constructeur.

masse (kg)	0.2516
Échelle de mesure	
Force : axes X, Y (± N)	130
Force : axe Z (± N)	260
Couple : axes X, Y, Z (± N.m)	10
Résolution	
Force : axes X, Y (N)	0.10
Force : axe Z (N)	0.20
Couple : axes X, Y, Z (N.m)	0.005

TAB. A.6 - Caractéristiques du capteur de force

Les mesures que le capteur effectue sont données en kilogrammes et kilogrammes-centimètres par la carte d'acquisition. De plus, à vide, des offsets sont présents sur les mesures de force/couple.

Pour compenser ces offsets, le manipulateur se déplace verticalement entre deux points de l'espace cartésien (entre les points de coordonnées $[0.7; 0]$ et $[0.7; -0.3]$. La

caractéristique entre les valeurs mesurées par le capteur sur son axe Z (la seule coordonnée utile pour nos mesures) et l'angle entre la deuxième membrure et l'horizontale, soit la somme des deux angles du manipulateur, est ensuite établie à la figure A.2.

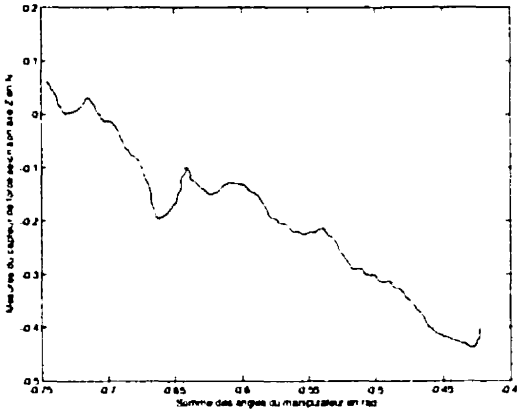


FIG. A.2 - Somme des angles du manipulateur vs Mesures du capteur de force

Il apparaît qu'approximer cette courbe par un polynôme du premier ordre est acceptable. Grâce à la fonction "polyfit" de Matlab, le polynôme obtenu est :

$$f = -1.37810113413308(\theta_1 + \theta_2) - 1.00457336134179 \qquad (A.1)$$

En effectuant la différence entre les mesures et le polynôme, la courbe A.3 est obtenue.

L'offset est donc très correctement compensé puisque l'erreur à vide reste inférieur à 0.1 N.

A.3 L'environnement

La poutre sur laquelle le manipulateur exerce une force est une barre d'aluminium maintenue à un angle α de 57 deg. avec l'horizontale. Pour déterminer la force suivant un axe normal à l'environnement, il est nécessaire d'effectuer des transformations. L'axe Z du capteur a un angle de $\theta_1 + \theta_2$ avec l'horizontale. La force mesurée doit alors être multipliée par $sin(\theta_1 + \theta_2 - \alpha)$ pour obtenir la force dans le repère lié à la

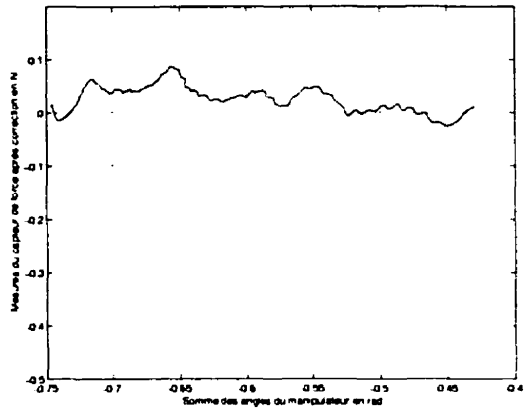


FIG. A.3 – Différence entre les mesures du capteur et le polynôme approximé

poutre et donc la force dans la direction orthogonale à l'environnement.

Ensuite, pour obtenir les composantes de la force dans le repère cartésien, il suffit de multiplier par l'inverse de la matrice de rotation les composantes de la force dans le repère lié à la poutre.

Annexe B

Le système de commande

B.1 Partie matérielle

Cette annexe est consacrée à la présentation du système de commande du robot. Il est composé de deux stations de calcul opérant avec le système d'exploitation QNX (version 4.24) et d'un calculateur opérant avec Windows NT. Les stations QNX sont appelées noeuds.

Les deux noeuds sont reliés entre eux par un lien temps réel de type FireWire de 200 Mbps. Un hub les connecte à la station NT via un lien TCP/IP de 100 Mbps. Le montage est schématisé à la figure B.1.

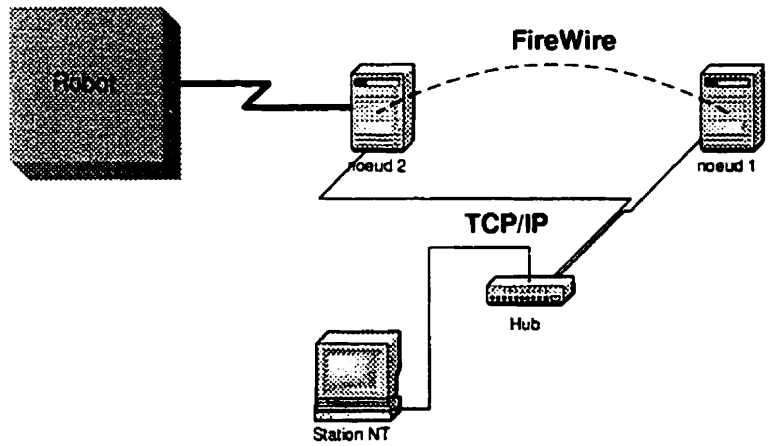


FIG. B.1 – Système de commande

Les deux stations de calcul ainsi que les amplificateurs de sortie du montage sont, quant à eux, montrés à la figure B.2

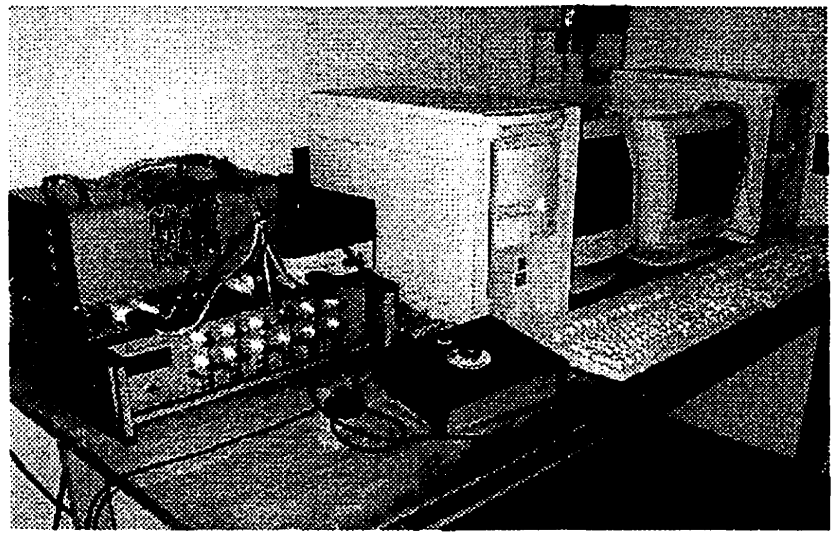


FIG. B.2 - Stations de calcul QNX

B.2 Partie logicielle

Le logiciel de gestion des communications, nommé "MainControl", a été développé par la société OPAL-RT. La programmation des algorithmes de commande s'effectue avec Simulink, ensuite, le Real-Time Workshop de Matlab [Mat97] génère automatiquement le code C pour créer le fichier éxécutable qui commandera le robot. La compilation du code C est opérée sur le noeud 1 par le compilateur Watcom.

Lors de la programmation avec Simulink, le développeur doit lui-même séparer ses opérations en deux ou plus sous-systèmes. Le premier appelé SM_Master doit contenir tous les blocs ayant rapport aux Entrées/Sorties (Blocs de lecture des encodeurs, E/S analogiques ou numériques). Le deuxième, SC_Console, regroupe les fonctions de visualisation et de stockage des données comme les oscilloscope, les graphes XY ou les blocs d'écriture dans des fichiers "*.mat*".

Avec ces deux sous-systèmes, il est possible de commander le manipulateur mais, un seul des deux noeuds sera utilisé (celui qui contient les cartes d'Entrées/Sorties). Pour utiliser l'autre noeud, il faut créer un sous-système ayant pour nom SS_Slave. Cependant, il faut remarquer que le noeud 1 opère la compilation de l'exécutable et

gère les communications et les transferts de données des stations QNX à la station NT. Il est donc utilisé quand même, c'est pourquoi il est préférable d'utiliser le noeud 2 pour gérer les E/S pour le système à contrôler.

B.3 Pilotes du capteur de force

Il est nécessaire de consacrer une partie au capteur de force à cause des particularités de son fonctionnement. Les drivers disponibles, fournis par l'Agence Spatiale Canadienne, sont composés d'une "s-function" et de ses différents fichiers de compilation, tous disponibles dans l'archive nommée "atidrv.tar".

Lorsque le programme utilisant les pilotes du capteur est compilé par le "Main-Control", il faut envoyer sur le noeud de calcul les fichiers de l'archive susnommée. Pour ce faire, il faut modifier le fichier *.mainctrl* qui porte le même nom que le fichier compilé. Le fichier *.mainctrl* est un fichier texte regroupant des informations sur la configuration du programme à compiler et est généré automatiquement. Il doit alors avoir la forme suivante :

[General]

$TimeFactor = 1.0000$

$SimulationMode = 2$

$RunState = MODEL_STOPPED$

$\#PreBuildCmd = op3_initialize.m$

$QnxcompileCmd = /bin/make - fmodel.mk$

$\#QNX_TMF = symo_qnx.tmf$

[NodeMapping]

$SC_console = serveur$

$SM_master = node2$

[EnvVars]

$USER_SRCS = ati_shmem.cati_cfgparser.c$

$WATCHDOG = ON$

$OPAL_DEBUG = OFF$

$MSG_PRECISION_FACTOR = 100$

$EXT_CC_OPTS =$

$NODEBUG = ON$

$S626_ENC_MULTIPLIER = 2$

[QnxCmdLineTemplates]

$nohls_3dof_4_ss_ref = /bin/wd - li = 45 - co = 100$

[ExtraFiles]

$1 = atift16_sfct.c$

$2 = ati_shmem.c$

$3 = ati_cfgparser.c$

$4 = ati_shmem.h$

$5 = ati_cfgparser.h$

$6 = ati_gendef.h$

$7 = ati_shmem.h$

$8 = model.mk$

[User source file]

$ati_shmem.c$

$ati_cfgparser.c$

$[3a214 - 2014804]$

$HandleConsole = 1$

$[robotics - rt - 1]$

$HandleConsole = 1$

[robflex]

$HandleConsole = 0$

De plus, il faut lancer un exécutable appelé "atidaemon" qui se charge de récupérer les données du capteur de force sur le noeud de calcul. Ce programme se trouve dans le répertoire nommé " tr " du noeud 2 et doit être lancé avant la compilation du programme sur la Station NT. Dans ce même répertoire se trouve un autre exécutable nommé "testit" qui permet de tester les données du capteur.

B.4 Récapitulatif

Si le capteur de force doit être utilisé, il convient de suivre la démarche suivante :

- Lancer le programme "atidaemon" dans le répertoire tr sur le noeud 2.
- Créer le fichier *.mainctrl* avec les données de la section précédente.
  Compiler le programme développer sur la station NT.
- Charger le programme sur les noeuds de calcul, si une erreur survient, il convient de recompiler une deuxième fois parce que tous les changements n'auront pas été pris en compte.
- Recharger le programme si une erreur est intervenue précédemmment.

Annexe C

Fonctions SIMULINK

C.1 Introduction

Dans cette partie sont présentés les blocs fonctions développés avec SIMULINK pour calculer les paramètres du modèle du manipulateur indispensables au contrôle ainsi que les algorithmes de commande. En effet, le système de commande du robot utilise le Real-Time Workshop [Mat97] de Matlab pour générer automatiquement du code C qui sera implanté sur des stations de calcul opérant en parrallèle (voir Annexe B).

Le robot en étude est un manipulateur planaire à deux degrés de liberté comme représenté à la figure C.1. Il est composé de deux segments de longueur l_1 et l_2 qui possèdent chacun une masse (respectivement m_1 et m_2) placées à leur extrémité.

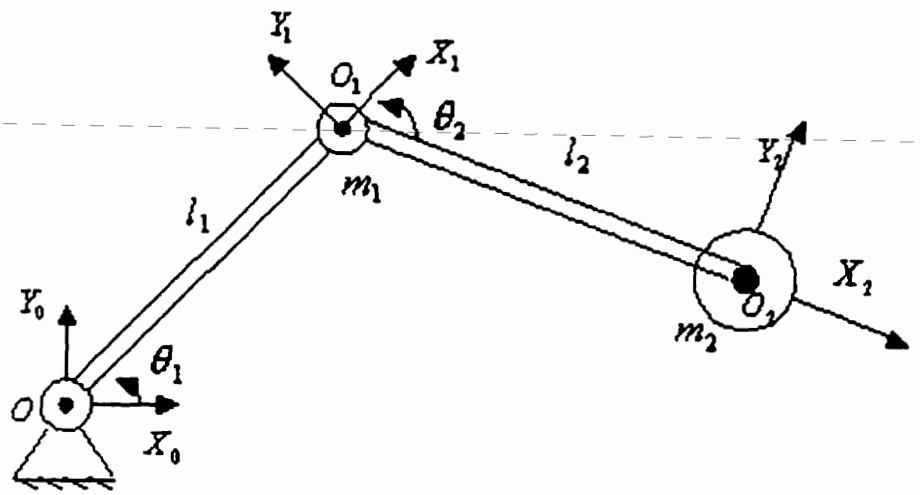


FIG. C.1 – Schéma du robot

C.2 Le modèle du manipulateur

C.2.1 Coordonnées articulaires

C.2.1.1 Introduction

Le modèle du robot est décrit par l'équation suivante :

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta} + V(\theta, \dot{\theta}) + G(\theta) + \tau_f + \tau_r \qquad \text{(C.1)}$$

$M(\theta)$ est la matrice de masse du manipulateur et est de dimension (2×2) . $V(\theta, \dot{\theta})$ est un vecteur (2×1) qui comprend les termes reliés aux forces centrifuges et de Coriolis. $G(\theta)$ est un vecteur (2×1) décrivant les forces de gravité. τ_r est l'effet des couples extérieurs s'exerçant sur l'extrémité du robot. τ_f est l'effet de la frition des actionneurs.

L'étude des frottements ayant été réalisée dans un chapitre précédent, seules les matrices de masse, de Coriolis et des forces centrifuges et de gravité seront étudiées ici.

C.2.1.2 Matrice de masse

En premier lieu, il s'agit donc de représenter le calcul des éléments de cette matrice avec SIMULINK. la figure C.2 montre le détail du sous-système développé. La matrice est telle que :

$$\mathbf{M}(\theta) = \begin{pmatrix} M11 & M12 \\ M12 & M22 \end{pmatrix}$$

Les valeurs des termes sont alors :

$$\mathbf{M}(\theta) = \begin{pmatrix} m_2 l_2^2 + 2 l_1 l_2 m_2 c_2 + l_1^2 (m_1 + m_2) & l_2^2 m_2 + l_1 l_2 m_2 c_2 \\ l_2^2 m_2 + l_1 l_2 m_2 c_2 & l_2^2 m_2 \end{pmatrix}$$

La seule entrée nécessaire est l'angle θ_2 et il n'y a que 3 sorties car cette matrice est symétrique.

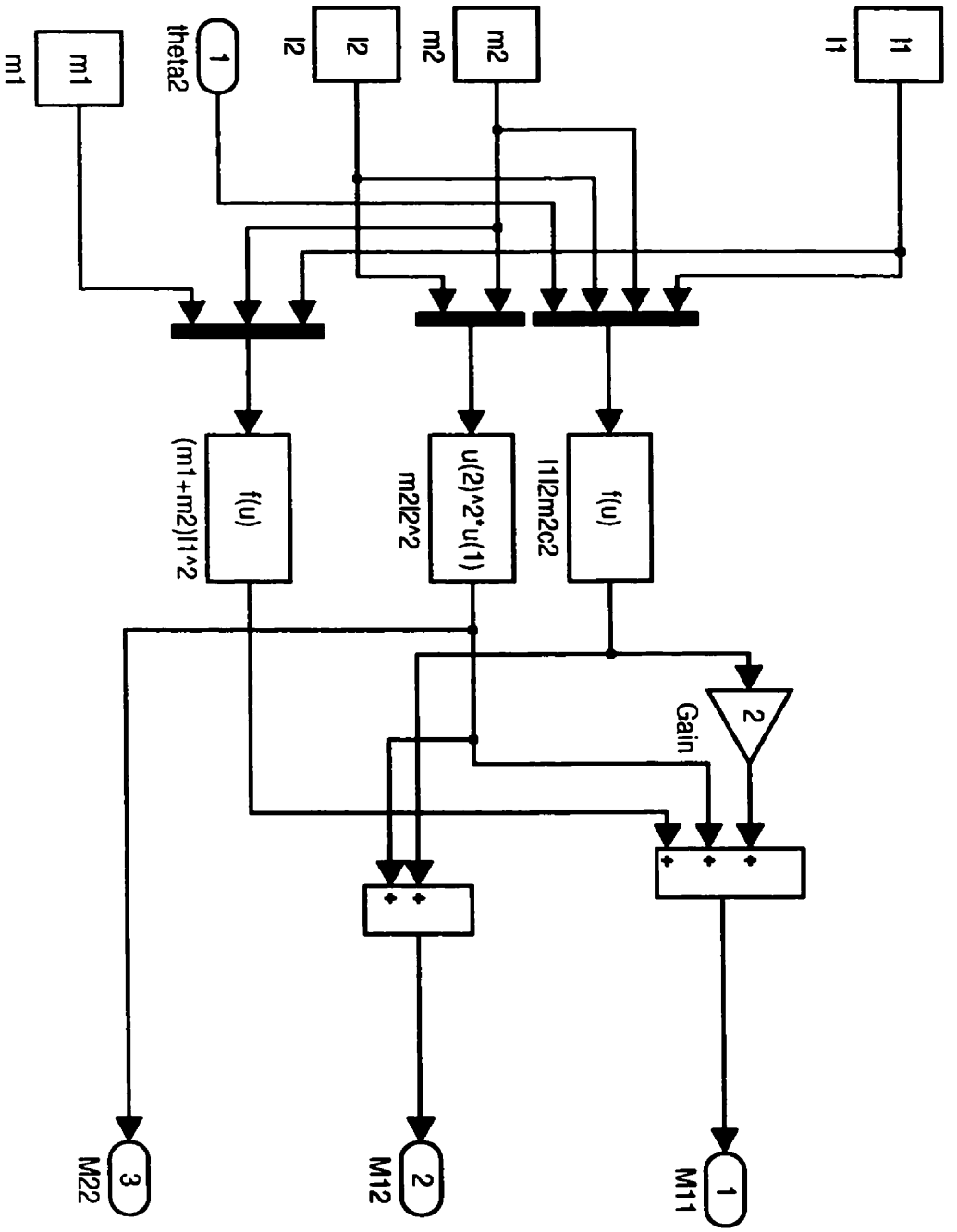


FIG. C.2 – Matrice de masse $M(\theta)$

C.2.1.3 Matrice des forces centrifuges et de Coriolis

Comme pour la matrice d'inertie, le bloc représenté à la figure C.3 illustre le calcul des termes de ce vecteur à partir de :

$$\mathbf{V}(\theta,\dot{\theta}) = \begin{pmatrix} V_1 \\ V_2 \end{pmatrix}$$

soit,

$$\mathbf{V}(\theta,\dot{\theta}) = \begin{pmatrix} -m_2 l_1 l_2 s_2 \dot{\theta}_2^2 - 2m_2 l_1 l_2 s_2 \dot{\theta}_1 \dot{\theta}_2 \\ m_2 l_1 l_2 s_2 \dot{\theta}_1^2 \end{pmatrix}$$

Cette fois, il est nécessaire de connaître les deux angles ainsi que leur dérivée pour calculer les termes. Comme pour la matrice précédente, un masque permet d'initialiser les constantes du robot.

C.2.1.4 Matrice de gravité

Les termes de ce vecteur sont calculés à partir de :

$$\mathbf{G}(\theta) = \begin{pmatrix} m_2 l_2 g c_{12} + (m_1 + m_2) l_1 g c_1 \\ m_2 l_2 g c_{12} \end{pmatrix}$$

et sont représentés sur le modèle de la figure C.4 avec $G_1 = m_2 l_2 g c_{12} + (m_1 + m_2) l_1 g c_1$ et $G_2 = m_2 l_2 g c_{12}$

C.2.2 Coordonnées cartésiennes

C.2.2.1 Matrice jacobienne

Pour représenter le modèle du manipulateur dans le repère cartésien, il est nécessaire de définir la matrice jacobienne du manipulateur qui est, d'après Craig [Cra89] :

$$\mathbf{J}(\theta) = \begin{pmatrix} -l_1 s_1 - l_2 s_{12} & -l_2 s_{12} \\ l_1 c_1 + l_2 c_{12} & l_2 c_{12} \end{pmatrix}$$

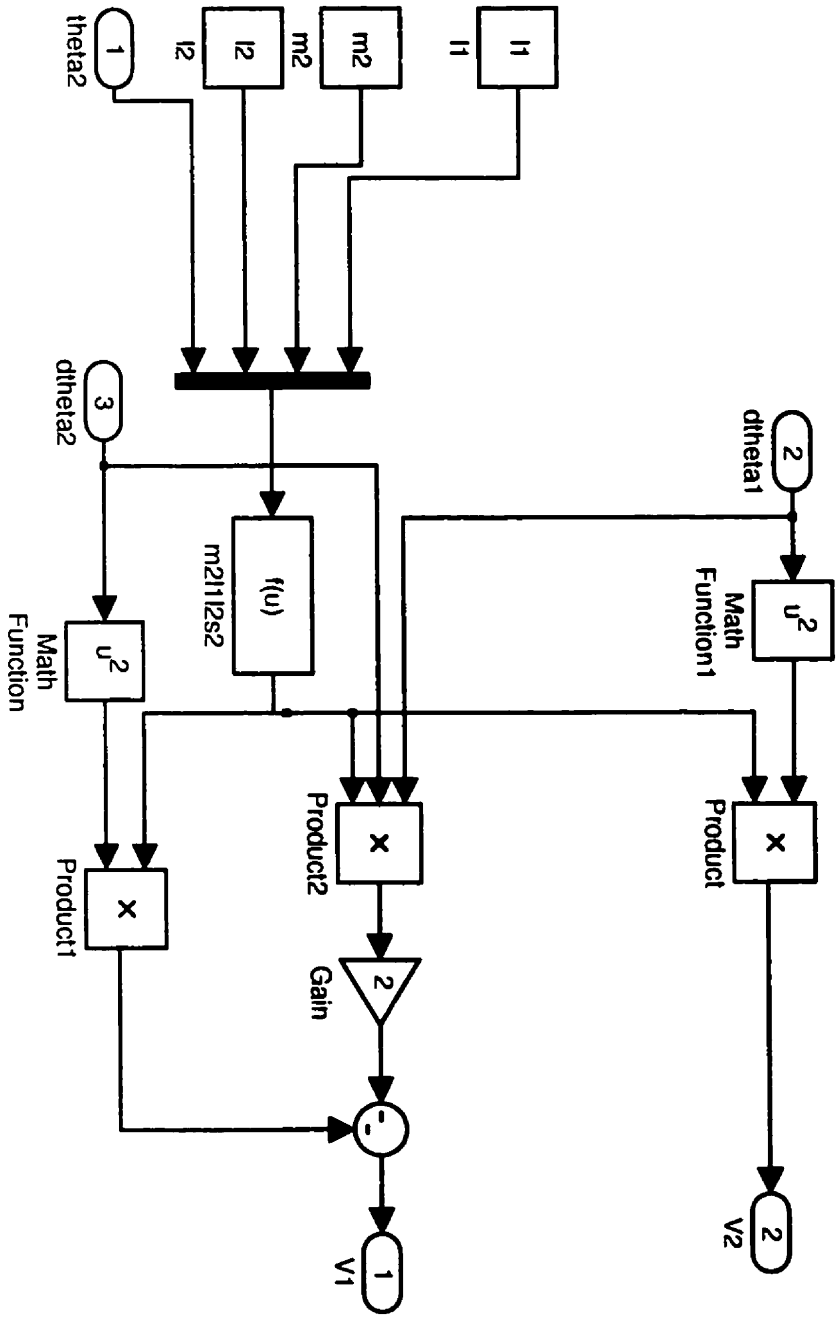


FIG. C.3 – Matrice des forces centrifuges et de Coriolis $V(\theta, \dot{\theta})$

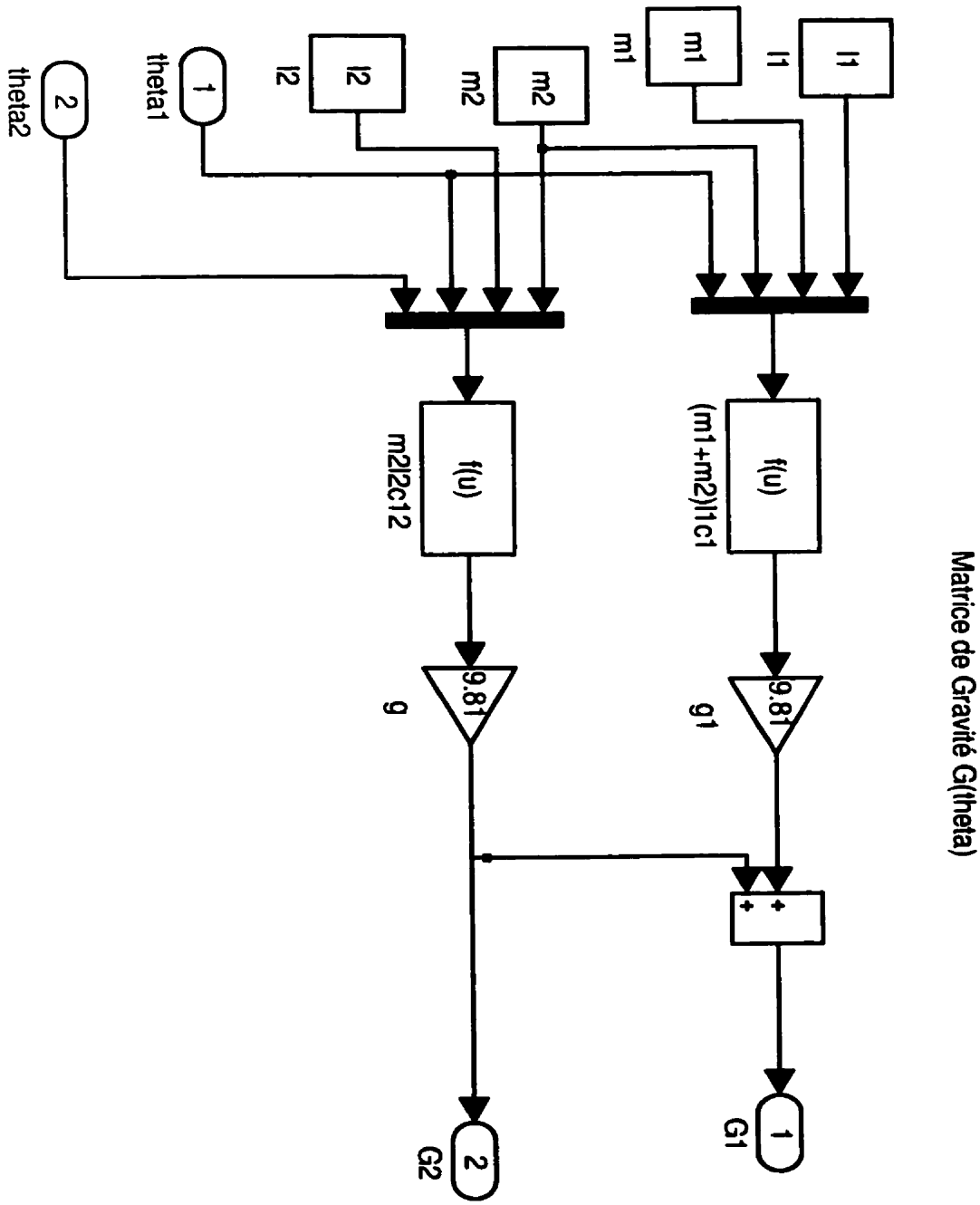


FIG. C.4 – Matrice de gravité $G(\theta)$

Le modèle est représenté à la figure C.5.

De la même façon, la dérivée de cette matrice est aussi indispensable, soit donc la figure C.6 et l'équation :

$$\dot{\mathbf{J}}(\theta) = \begin{pmatrix} -l_1\dot{\theta}_1 c_1 - l_2(\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2)c_{12} & -l_2(\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2)c_{12} \\ -l_1\dot{\theta}_1 s_1 + l_2(\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2)s_{12} & l_2(\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2)s_{12} \end{pmatrix}$$

subsubsecannexeAutres sous-systèmes Pour simplifier la lecture des différents modèles, un bloc réalisant les multiplications de matrices 2*2 a été conçu à la figure C.7. En entrée, il faut connecter chacun des termes des matrices. Le produit effectué sera $[A] * [B]$.

Enfin, un dernier sous-système indispensable a été conçu (figure C.8). Il s'agit de l'inversion d'une matrice de dimension 2*2. En effet, dans le calcul des matrices M_x, V_x et G_x, il faut calculer l'inverse de la matrice jacobienne.

C.2.2.2 Matrice d'inertie

Dans le repère cartésien, la matrice d'inertie M_x est donné par la relation [Cra89] :

$$M_x(\theta) = J^{-t}(\theta)M(\theta)J^{-1}(\theta) \tag{C.2}$$

La figure C.9 montre l'obtention de cette matrice à partir des blocs développés auparavant.

C.2.2.3 Matrice des forces centrifuges et de Coriolis

La figure C.10 illustre les équations :

$$V_x(\theta,\dot{\theta}) = J^{-t}(\theta)(V(\theta,\dot{\theta}) - M(\theta)J^{-t}(\theta)\dot{J(\theta)}\dot{\theta}) \tag{C.3}$$

En fait, pour des raisons de clarté, la partie $M(\theta)J^{-t}(\theta)\dot{J(\theta)}\dot{\theta}$ a été inserée dans le sous-système nommé 'op', présenté à la figure C.11.

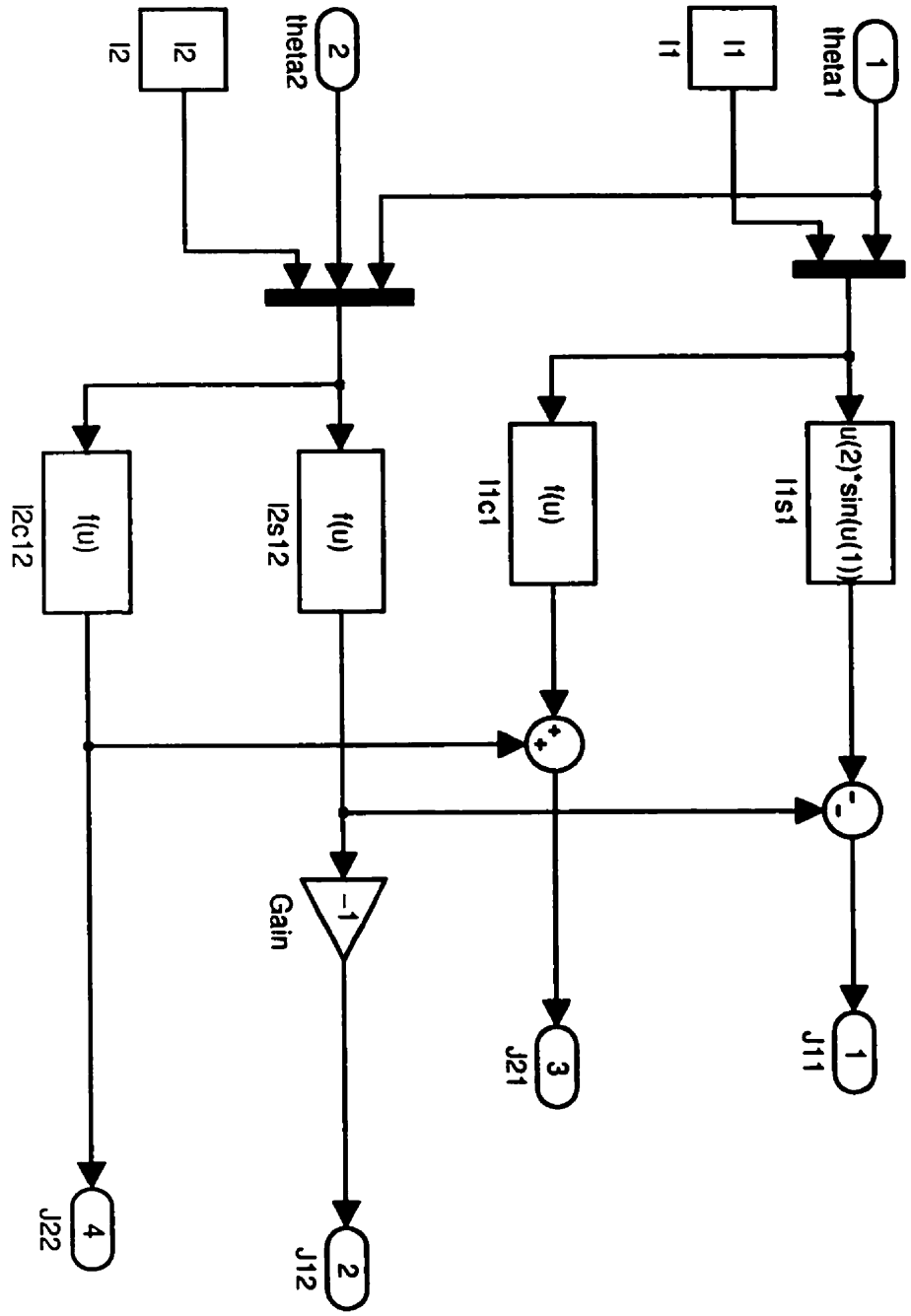


FIG. C.5 – Matrice jacobienne $J(\theta)$

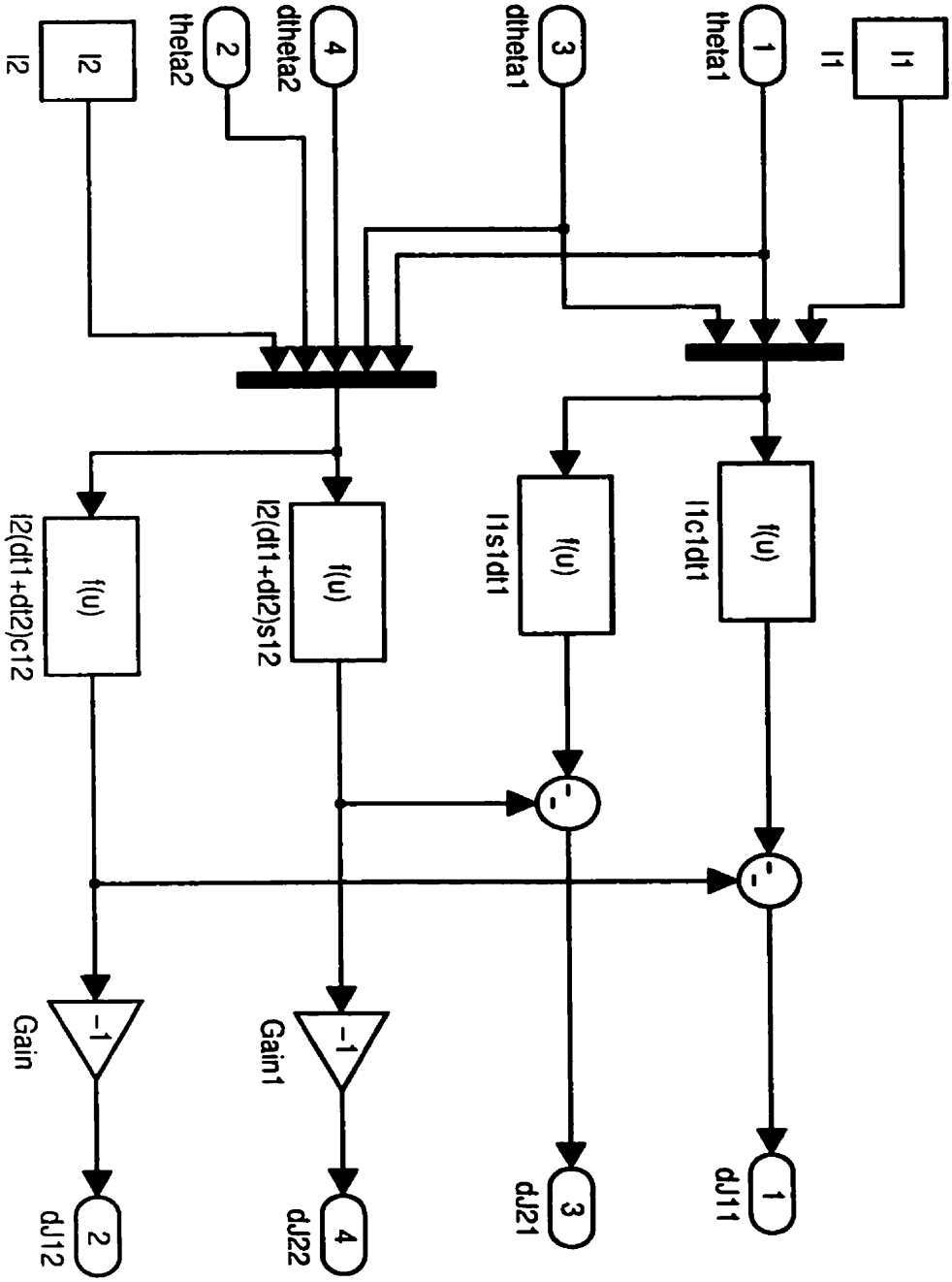


FIG. C.6 – Dérivée de la matrice jacobienne $\dot{J}(\theta, \dot{\theta})$

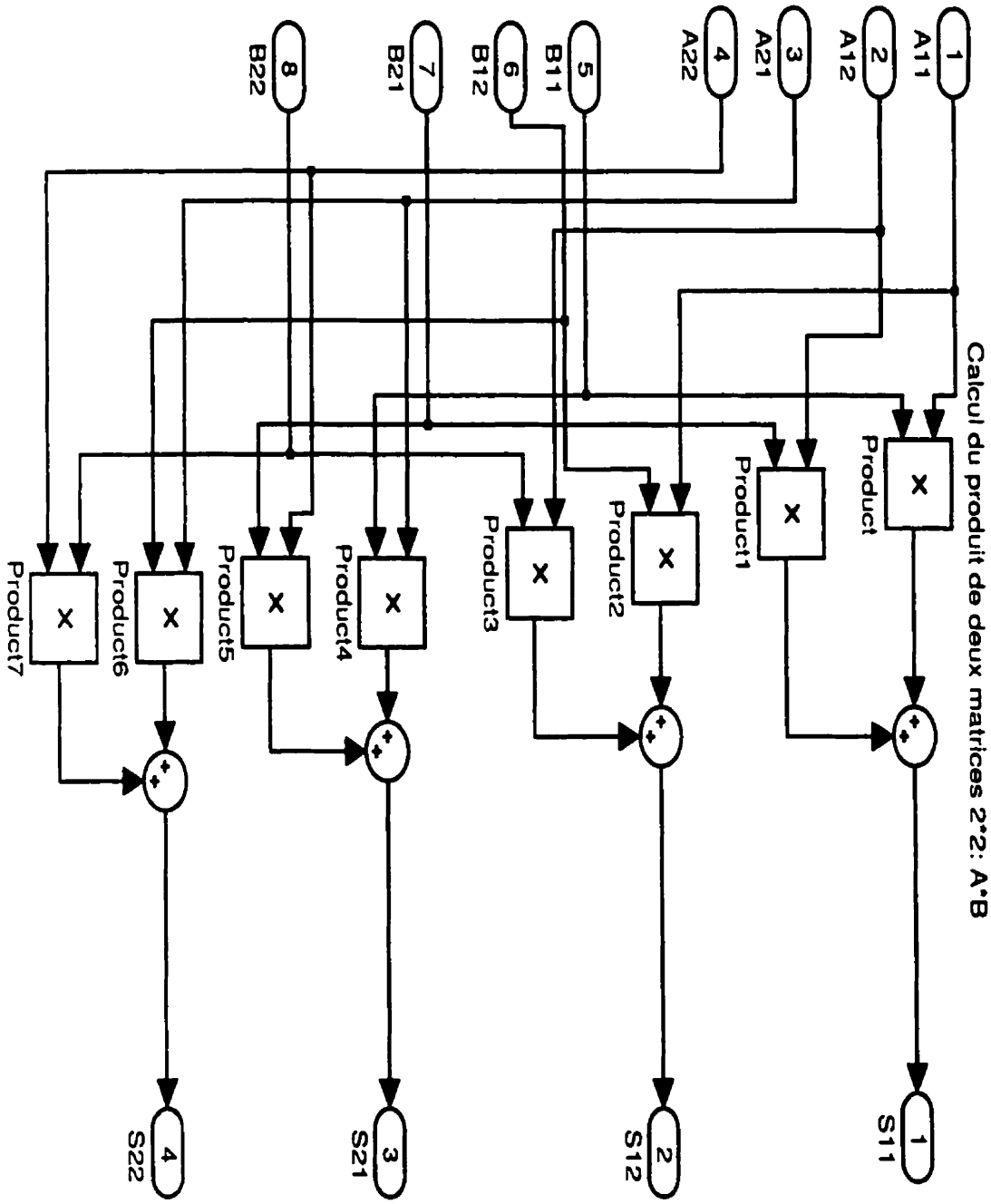


FIG. C.7 – Multiplication de deux matrices 2*2, soit $A * B$

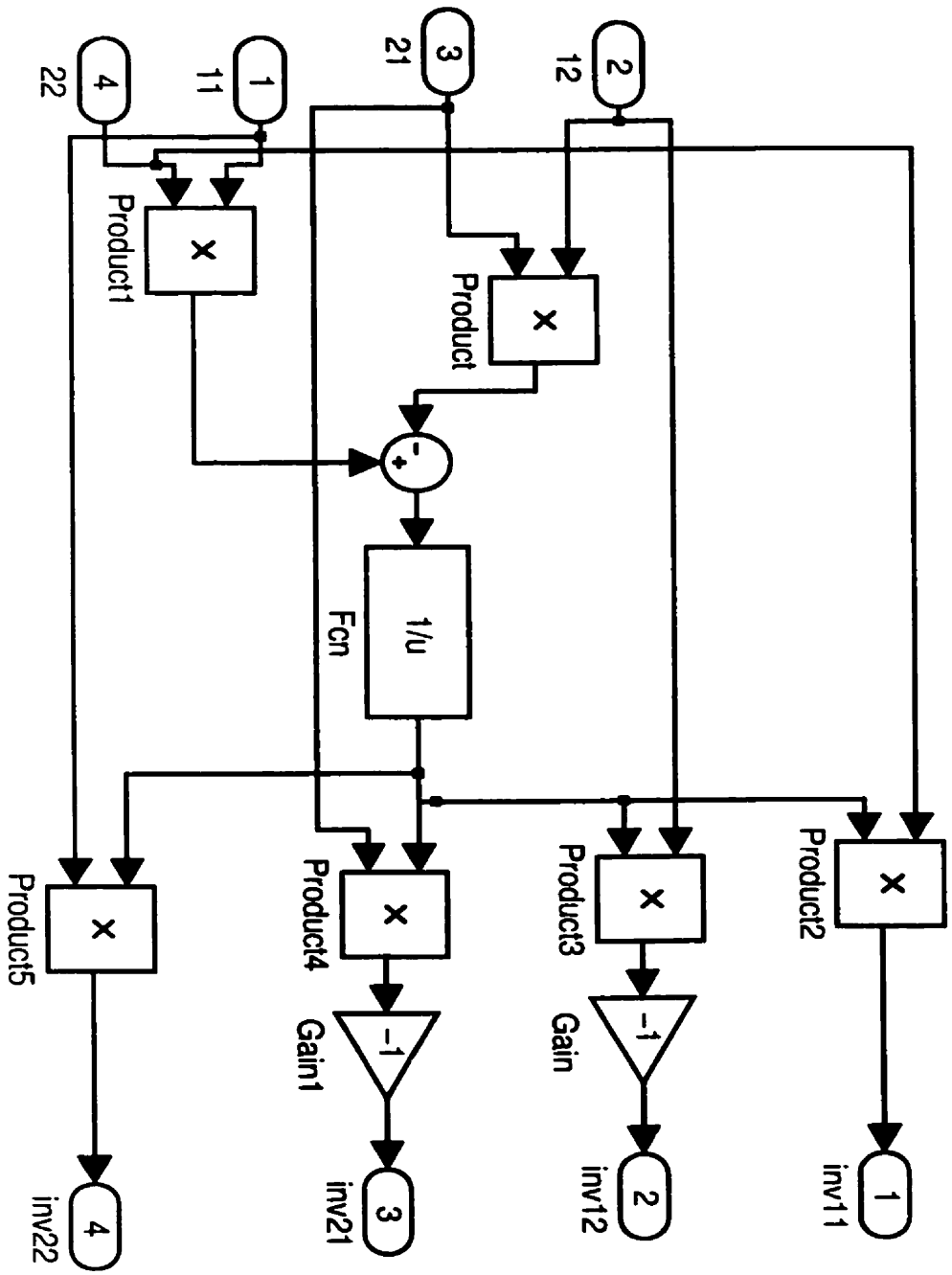


FIG. C.8 – Inverse d'une matrice 2*2

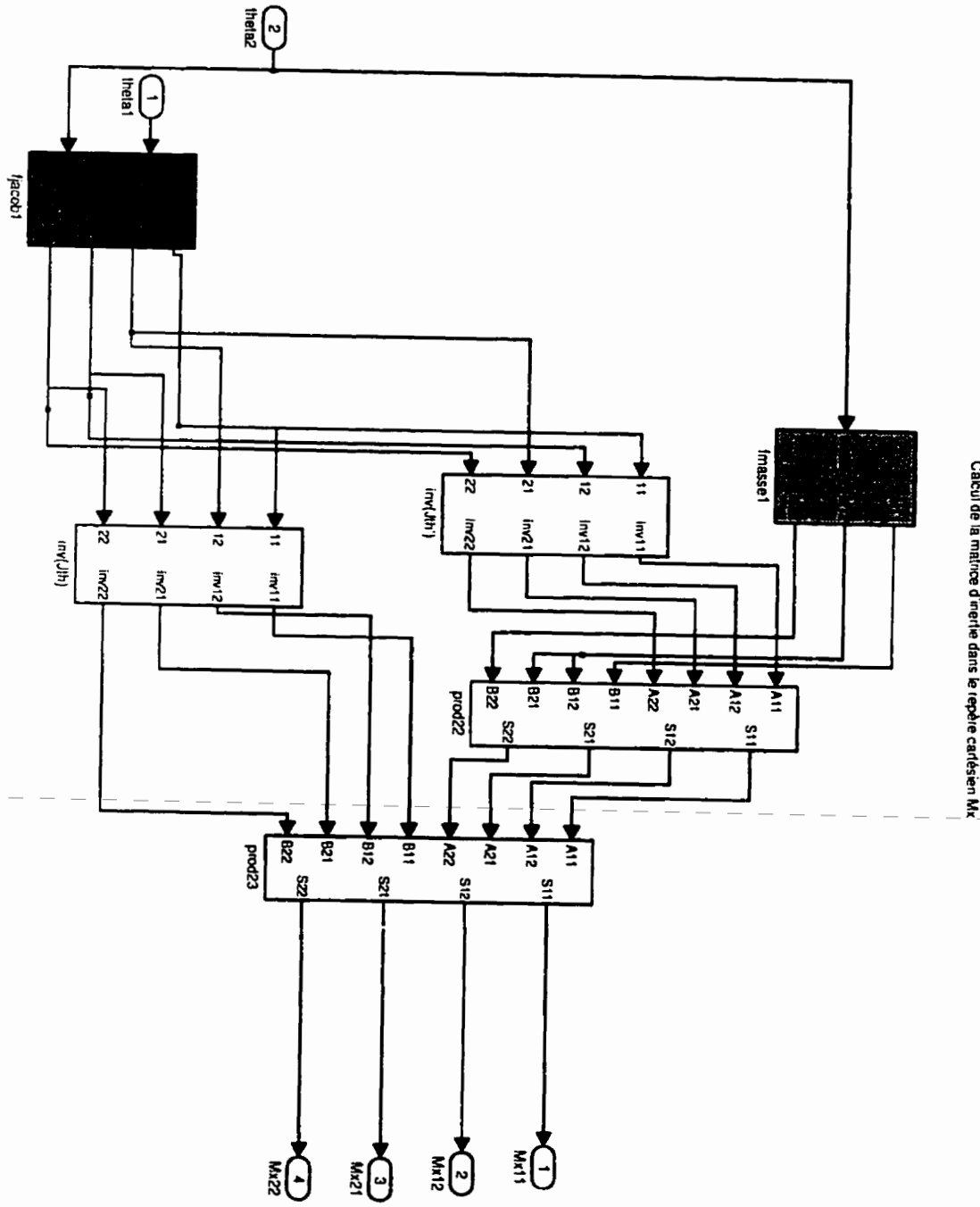


FIG. C.9 – Matrice M_x

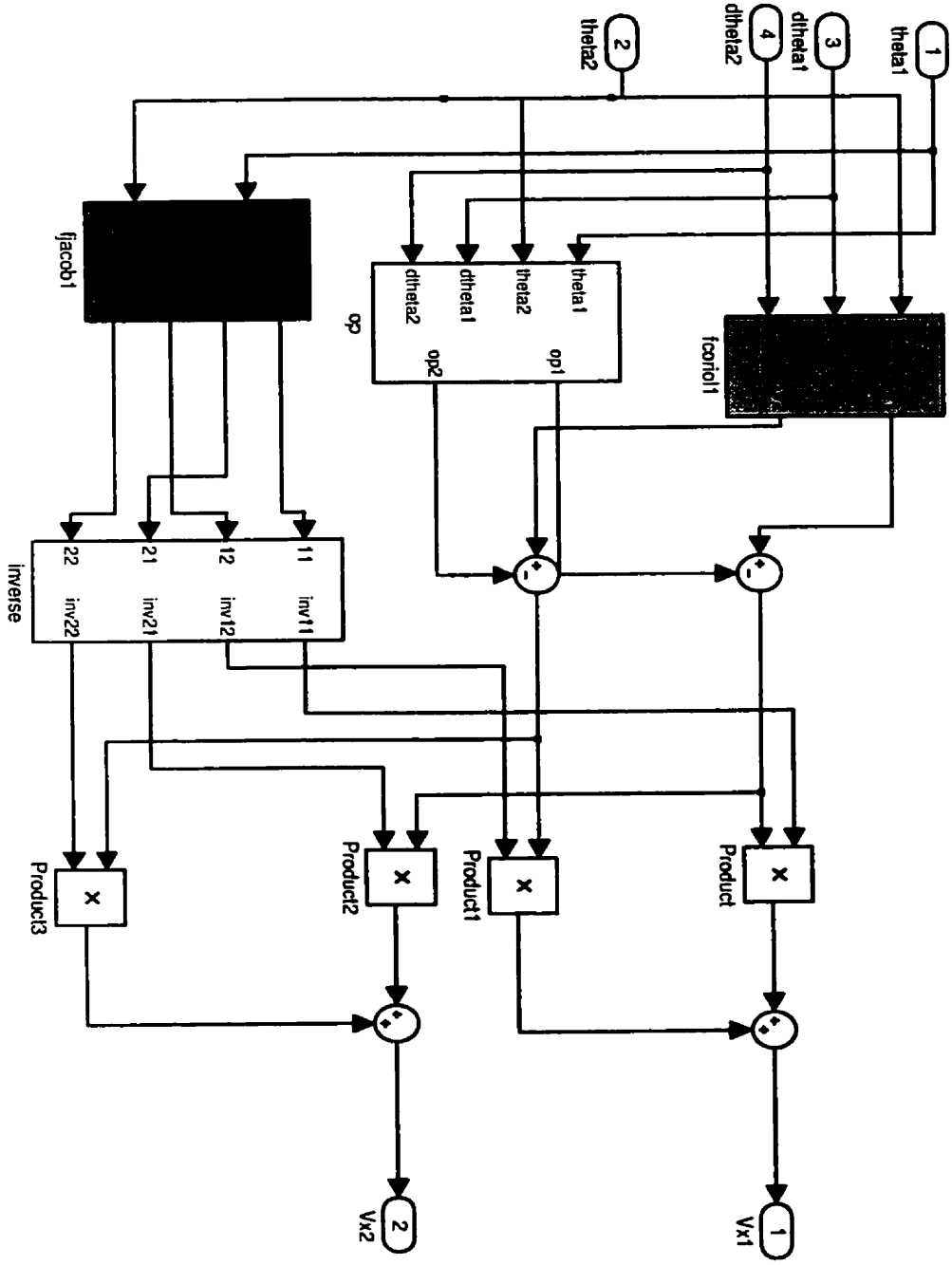


FIG. C.10 – Matrice V_x

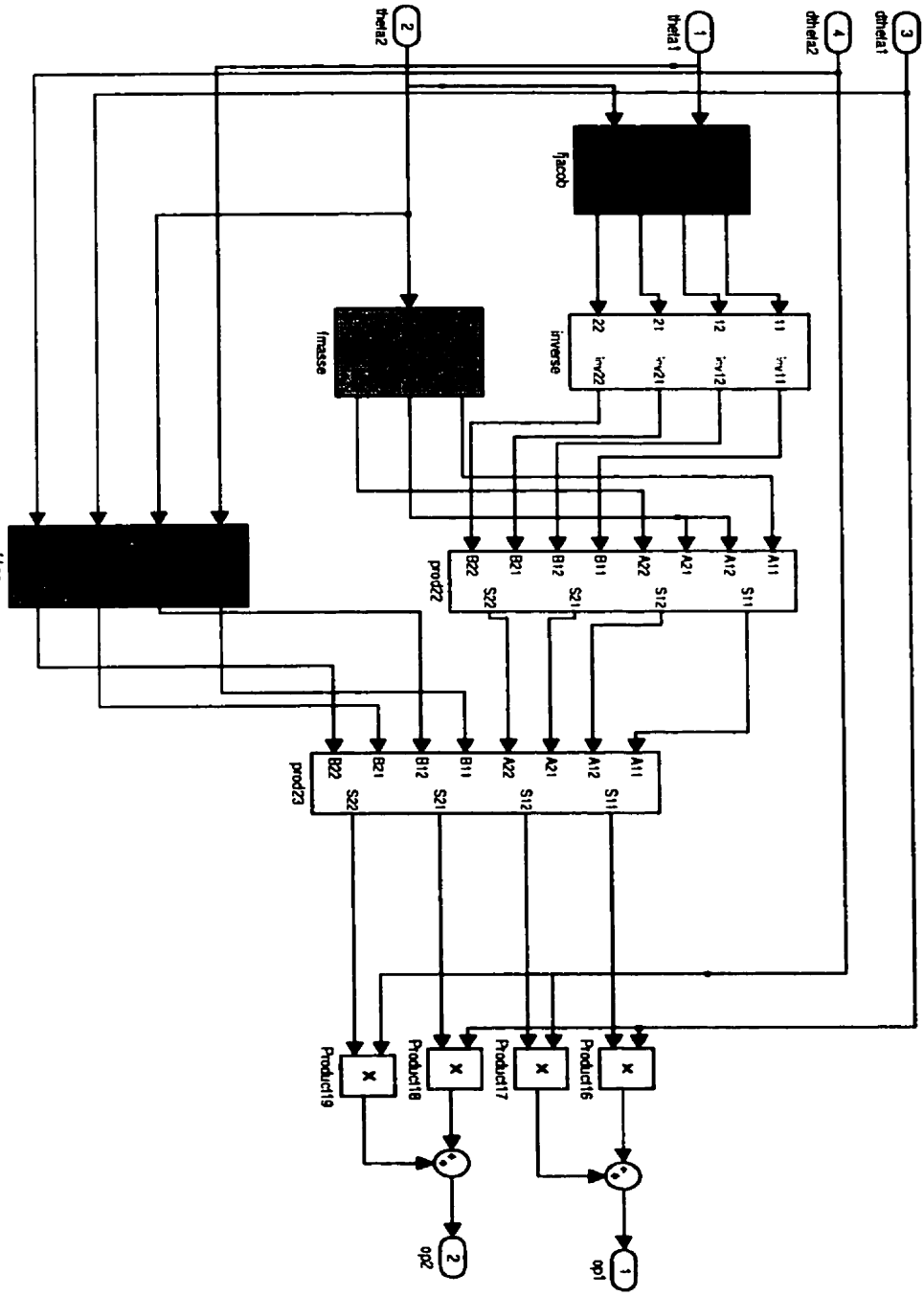


FIG. C.11 – Opérations dans V_x : $M(\theta)J^{-1}(\theta)\dot{J}(\theta,\dot{\theta})\dot{\theta}$

C.2.2.4 Matrice de gravité

La dernière matrice, celle de gravité, est illustrée à la figure C.12 et représente l'équation :

$$G_x(\theta) = J^{-t}(\theta)G(\theta) \tag{C.4}$$

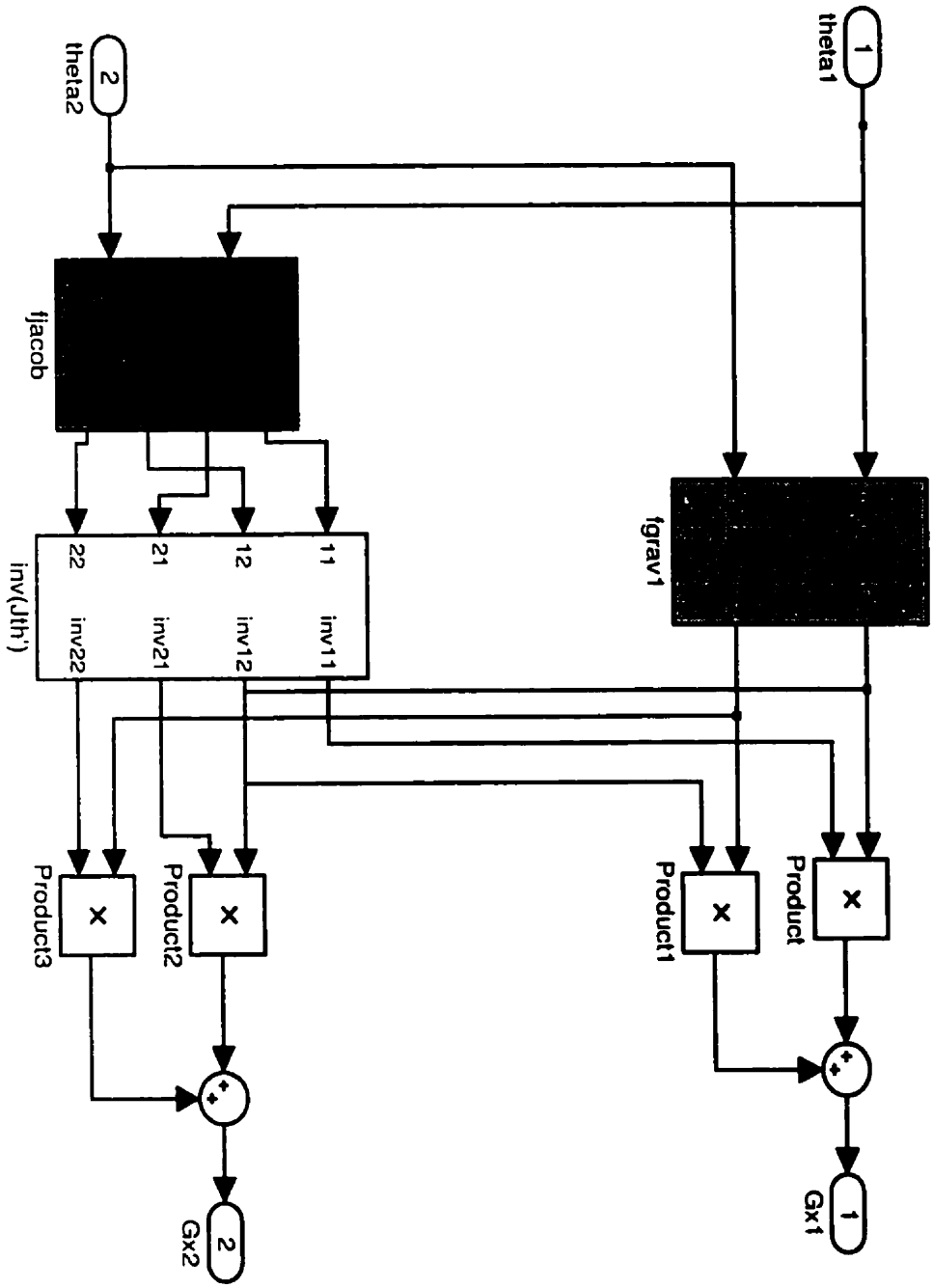


FIG. C.12 – Matrice G_x

C.3 Observateur des vitesses du manipulateur

Les équations relatives à l'observateur développé par Blouin et Gourdeau [GBH99] sont :

$$\dot{p} = -L_p(p - \theta) + v \tag{C.5}$$

$$\dot{v} = \ddot{\theta}^* - L_d(p - \theta) \tag{C.6}$$

Les vitesses angulaires estimées seront le vecteur v. Si le manipulateur est contrôlé en coordonnées cartésiennes, il est possible d'observer les vitesses selon l'axe X et selon l'axe Y en remplaçant les coordonnées articulaires par les coordonnées cartésiennes. Les équations de l'observateur deviennent alors :

$$\dot{p_x} = -L_p(p_x - X) + v_x \tag{C.7}$$

$$\dot{v_x} = \ddot{X}^* - L_d(p_x - X) \tag{C.8}$$

Le modèle Simulink (figure C.13) sera alors le même quelque soit l'espace dans lequel le manipulateur sera commandé.

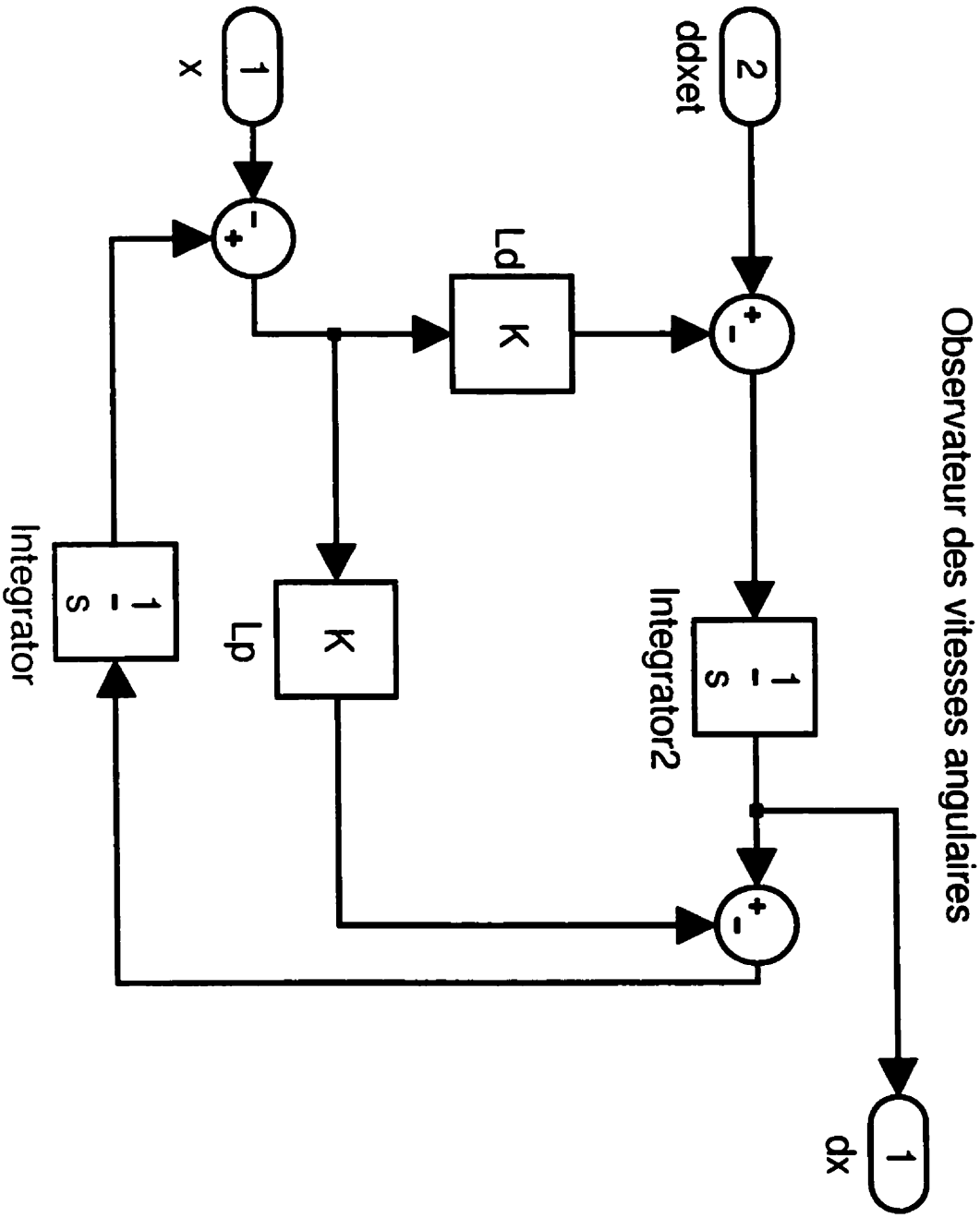


FIG. C.13 – Observateur des vitesses angulaires du manipulateur

C.4 Algorithme du couple précalculé

L'équation régissant cet algorithme est, en coordonnées articulaires, :

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta}^* + G(\theta) + V(\theta, \dot{\theta}) \tag{C.9}$$

avec :

$$\ddot{\theta}^* = \ddot{\theta}_d + K_d(\dot{\theta}_d - \dot{\theta}) + K_p(\theta_d - \theta) + K_i \int ((\theta_d - \theta)dt) \tag{C.10}$$

La figure C.14 illustre l'équation C.9 et la figure C.15, l'équation C.10. En coordonnées cartésiennes, les équations, donc les modèles Simulink sont similaires.

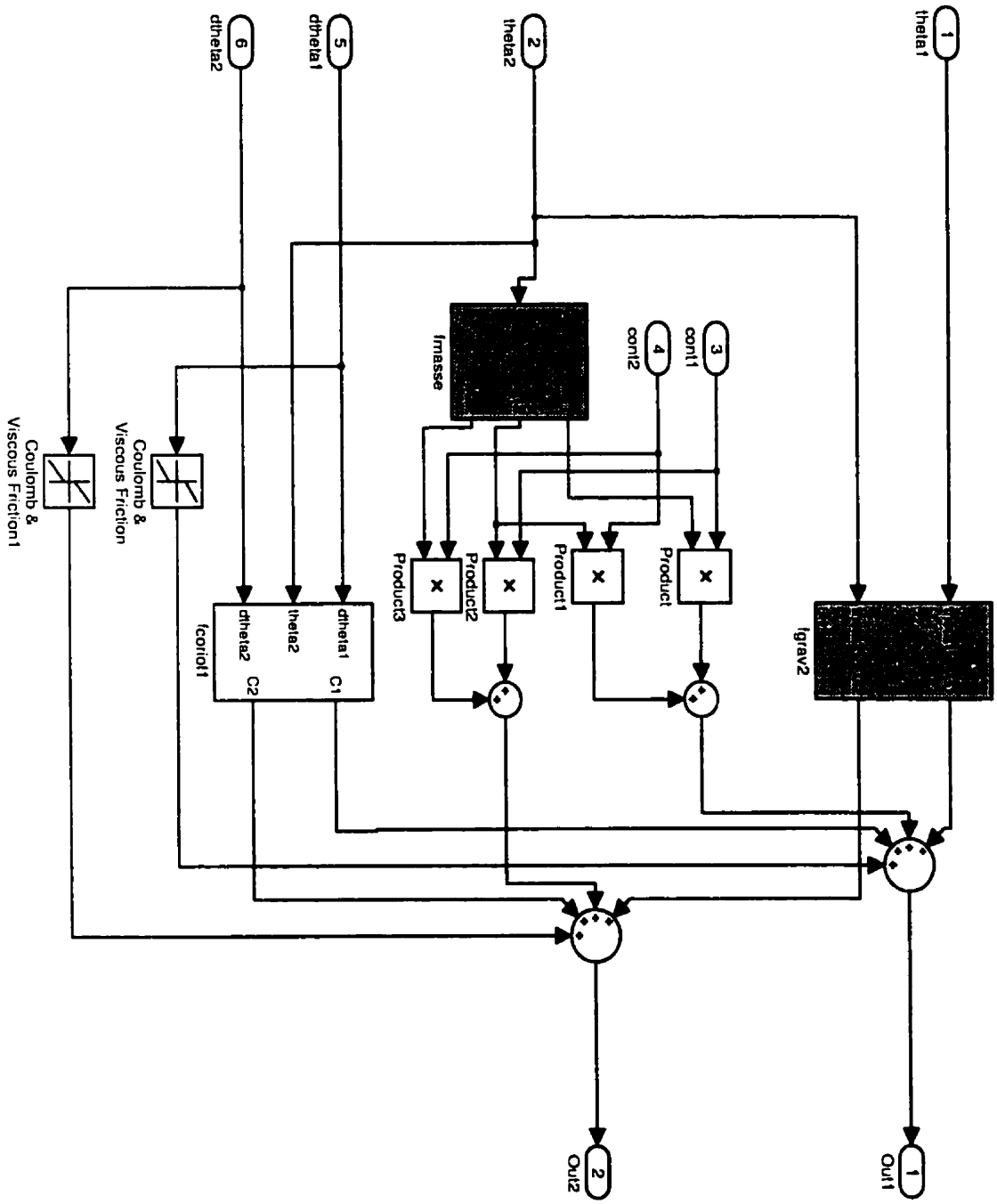


FIG. C.14 – Algorithme du couple précalculé

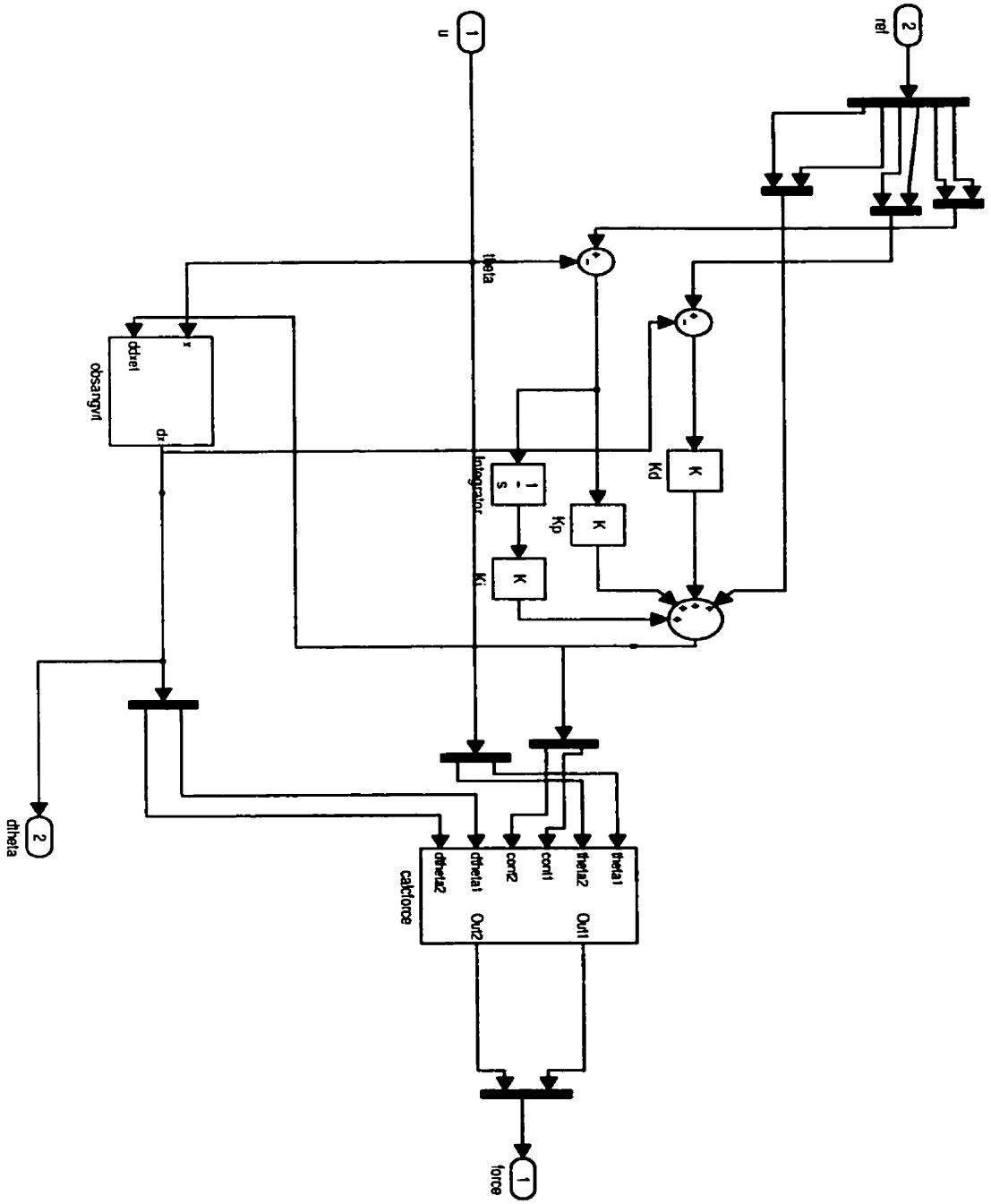


FIG. C.15 – Calcul de $\ddot{\theta}^*$

C.5 Contrôle hybride force/position

L'équation relative à cette loi de contrôle est :

$$\tau = J^t(\theta)(V_x(\theta,\dot{\theta}) + G_x(\theta) + M_x(\theta)\Pi_x(\ddot{X}_d + K_p(X_d - X) + K_d(\dot{X}_d - \dot{X})) + \\ + \Pi_f(f_d + k_f(f_d - f_r) + k_i \int (f_d - f_r)dt) \quad \text{(C.11)}$$

La figure C.16 illustre cette équation. Le sous-système "calcforce1" est similaire à celui de la figure C.15. Les sous-systèmes nommés "Pix" et "Pif" incluent les multiplications par les matrices de sélection. Enfin, le sous-système "force-couple" transforme le contrôleur en force en contrôle en couple pour son application par les actionneurs.

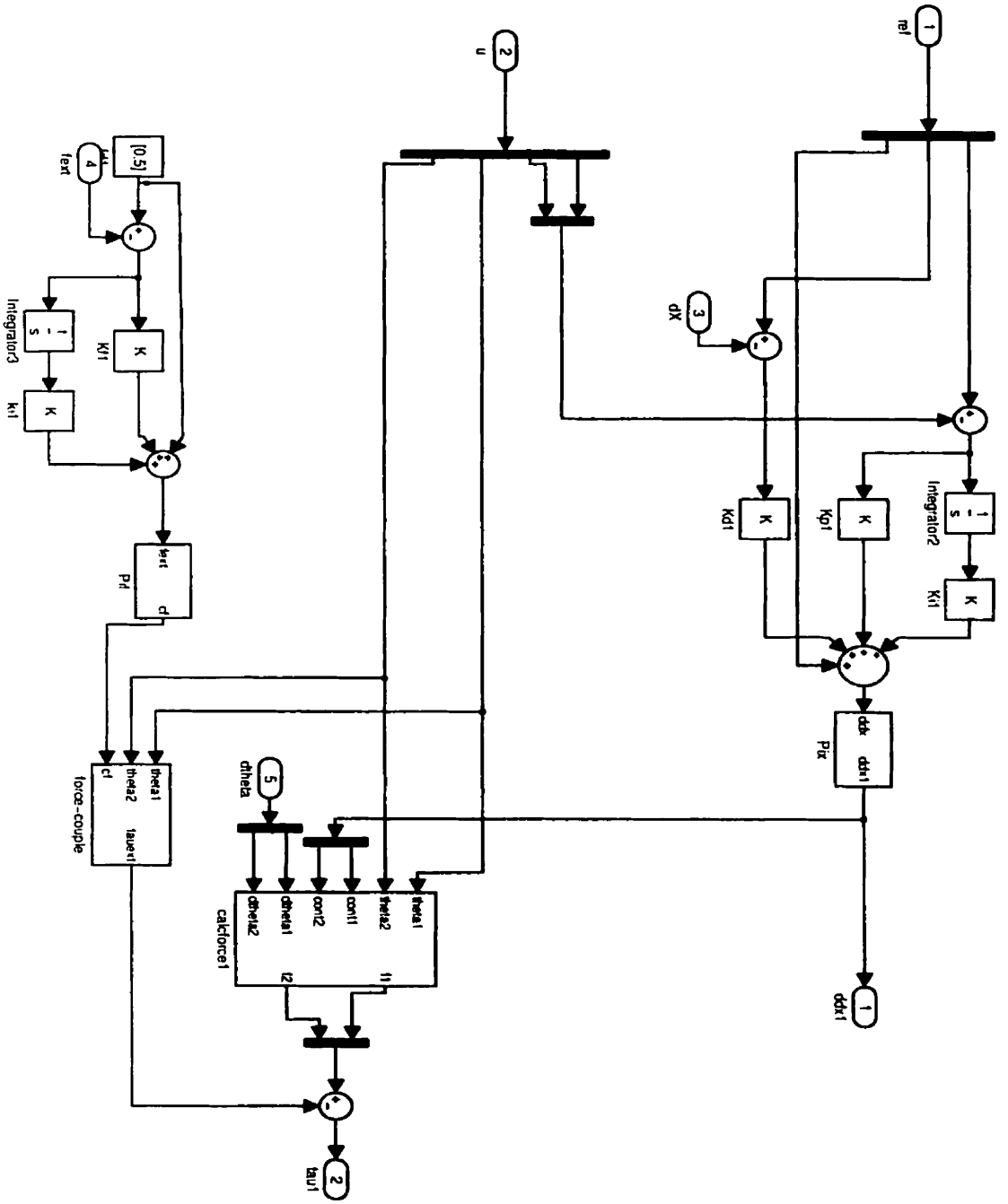


FIG. C.16 – Contrôleur hybride force/position

C.6 Contrôle d'impédance

La loi de contrôle illustrant le contrôle d'impédance est :

$$\tau = J^t(G_x(\theta) + V_x(\theta, \dot{\theta}) + R_a f_r + M_x(\theta)(\ddot{X}_d + M_r^{-1} K_r(\dot{X}_d - \dot{X}) + M_r^{-1} R_a(f_r - fd)) \tag{C.12}$$

Le modèle Simulink de ce contrôleur est montré à la figure C.17 avec l'hypothèse que la matrice M_r est égale à l'identité. Comme précédemment, le sous-système "calcforce1" est à la figure C.15. Le sous-système "errforce" calcule l'erreur de force et le sous-système "compforce" calcule le couple de réaction qui s'applique au manipulateur.

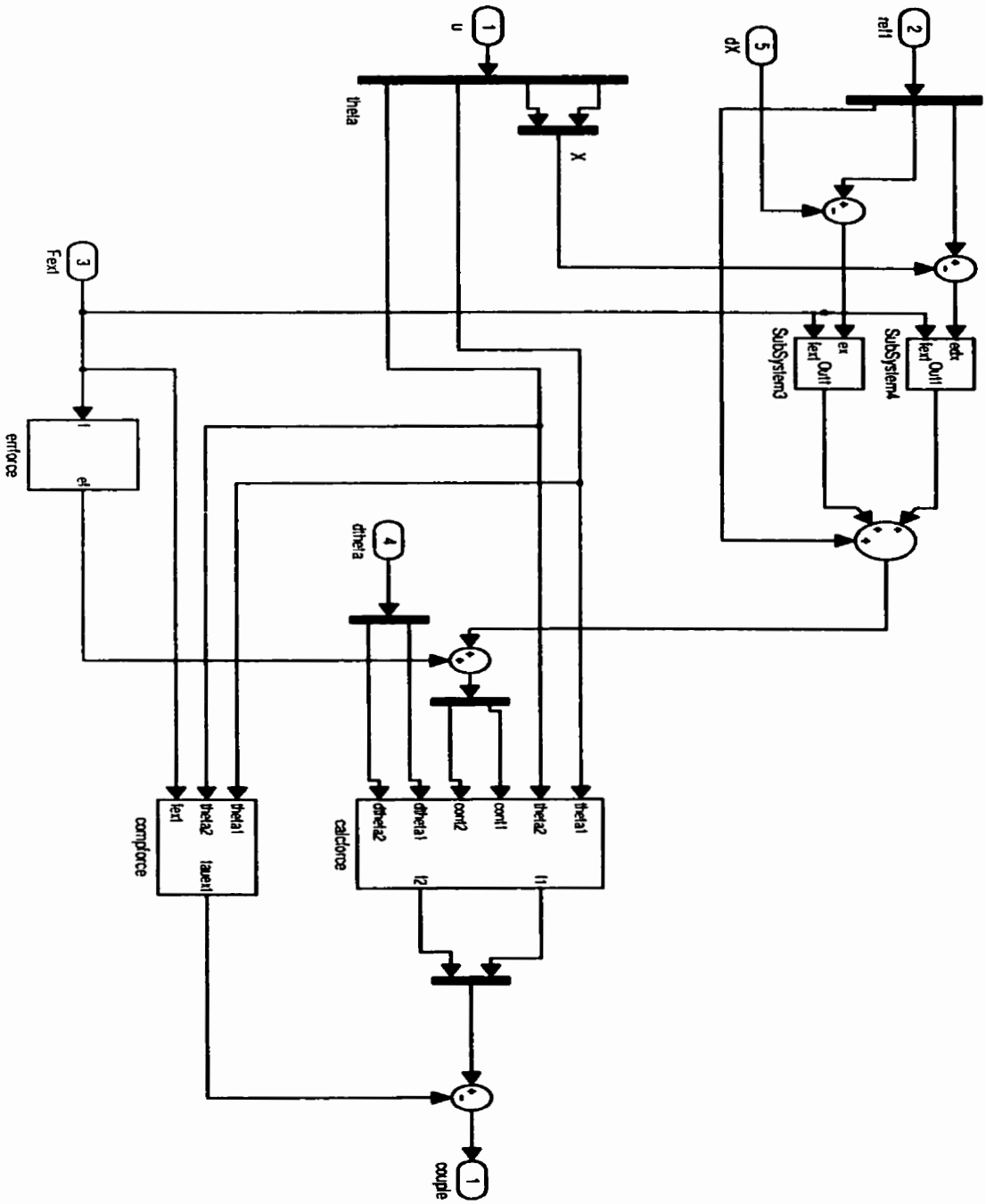


FIG. C.17 – Contrôleur d'impédance