

---

Dépôt Institutionnel de l'Université libre de Bruxelles /  
Université libre de Bruxelles Institutional Repository  
**Thèse de doctorat/ PhD Thesis**

**Citation APA:**

Letier, P. (2010). *Bras exosquelette haptique: conception et contrôle* (Unpublished doctoral dissertation). Université libre de Bruxelles, Faculté des sciences appliquées – Mécanique, Bruxelles.

**Disponible à / Available at permalink :** <https://dipot.ulb.ac.be/dspace/bitstream/2013/210096/4/84b7cb58-91e0-413b-812c-b862f6d04895.txt>

---

(English version below)

Cette thèse de doctorat a été numérisée par l'Université libre de Bruxelles. L'auteur qui s'opposerait à sa mise en ligne dans DI-fusion est invité à prendre contact avec l'Université (di-fusion@ulb.be).

**Dans le cas où une version électronique native de la thèse existe, l'Université ne peut garantir que la présente version numérisée soit identique à la version électronique native, ni qu'elle soit la version officielle définitive de la thèse.**

DI-fusion, le Dépôt Institutionnel de l'Université libre de Bruxelles, recueille la production scientifique de l'Université, mise à disposition en libre accès autant que possible. Les œuvres accessibles dans DI-fusion sont protégées par la législation belge relative aux droits d'auteur et aux droits voisins. Toute personne peut, sans avoir à demander l'autorisation de l'auteur ou de l'ayant-droit, à des fins d'usage privé ou à des fins d'illustration de l'enseignement ou de recherche scientifique, dans la mesure justifiée par le but non lucratif poursuivi, lire, télécharger ou reproduire sur papier ou sur tout autre support, les articles ou des fragments d'autres œuvres, disponibles dans DI-fusion, pour autant que :

- Le nom des auteurs, le titre et la référence bibliographique complète soient cités;
- L'identifiant unique attribué aux métadonnées dans DI-fusion (permalink) soit indiqué;
- Le contenu ne soit pas modifié.

L'œuvre ne peut être stockée dans une autre base de données dans le but d'y donner accès ; l'identifiant unique (permalink) indiqué ci-dessus doit toujours être utilisé pour donner accès à l'œuvre. Toute autre utilisation non mentionnée ci-dessus nécessite l'autorisation de l'auteur de l'œuvre ou de l'ayant droit.

----- **English Version** -----

This Ph.D. thesis has been digitized by Université libre de Bruxelles. The author who would disagree on its online availability in DI-fusion is invited to contact the University (di-fusion@ulb.be).

**If a native electronic version of the thesis exists, the University can guarantee neither that the present digitized version is identical to the native electronic version, nor that it is the definitive official version of the thesis.**

DI-fusion is the Institutional Repository of Université libre de Bruxelles; it collects the research output of the University, available on open access as much as possible. The works included in DI-fusion are protected by the Belgian legislation relating to authors' rights and neighbouring rights. Any user may, without prior permission from the authors or copyright owners, for private usage or for educational or scientific research purposes, to the extent justified by the non-profit activity, read, download or reproduce on paper or on any other media, the articles or fragments of other works, available in DI-fusion, provided:

- The authors, title and full bibliographic details are credited in any copy;
- The unique identifier (permalink) for the original metadata page in DI-fusion is indicated;
- The content is not changed in any way.

It is not permitted to store the work in another database in order to provide access to it; the unique identifier (permalink) indicated above must always be used to provide access to the work. Any other use not mentioned above requires the authors' or copyright owners' permission.

---

D 03681

ULB  
BIBLIOTHEQUE DES SCIENCES ET TECHNIQUE:  
CP174  
Av. A. Depage, 30  
B-1000 BRUXELLES  
Tel. : 850.20.54  
850.40.28

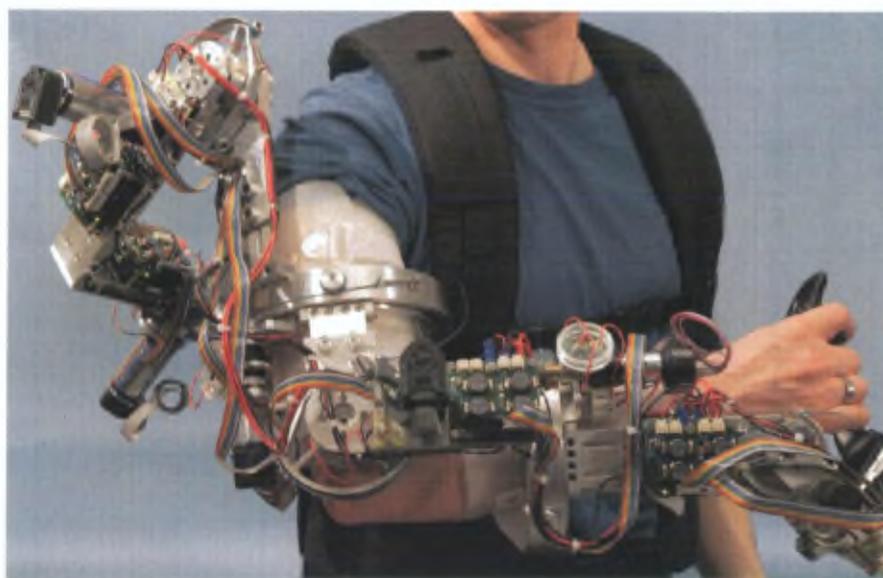
ULB

UNIVERSITÉ LIBRE DE BRUXELLES

Faculté des Sciences Appliquées

## Bras Exosquelette Haptique : Conception et Contrôle

Pierre LETIER



*Thèse soumise pour l'obtention du grade  
de Docteur en Sciences de l'Ingénieur*

Juillet 2010

Laboratoire des Structures Actives  
Service des Constructions Mécaniques et Robotique

Universite Libre de Bruxelles



003441932



# Jury

Superviseur : Prof. André Preumont (ULB)

Membres :

Prof. Alain Delchambre (ULB)

Prof. Michel Kinnaert (ULB)

Prof. Dirk Lefeber (VUB)

Prof. Hendrick Van Brussel (KUL)

Prof. Olivier Verlinden (UMons)

# Remerciements

Mes premiers remerciements vont au Professeur André Preumont, directeur du Laboratoire des Structures Actives et promoteur de cette thèse, pour m'avoir accueilli dans son service et permis de mener à bien ce travail. La conception de l'exosquelette n'aurait pas été possible sans, au départ, sa vision du projet et son envie de relever ce fabuleux défi. Ses précieuses idées et ses conseils, durant l'étude et la mise en oeuvre de l'exosquelette, ainsi que durant la rédaction de cette thèse, m'ont beaucoup aidé.

Je voudrais remercier également mes collègues d'ASL pour leur soutien tant moral que technique, ainsi que pour l'ambiance amicale qui règne tous les jours dans le laboratoire. Je remercie tout particulièrement More Avraam pour l'ensemble de sa contribution dans ce projet, et plus spécifiquement pour ses travaux dans la sélection des technologies d'actionnement et son rôle de coordination durant la conception mécanique de l'exosquelette. Je dois également beaucoup à Iulian Romanescu et Mihaita Horodincu qui ont aidé à la conception et construit tous les dispositifs présentés dans ce travail, avec le soin habituel qui les a rendus célèbres. La qualité mécanique de l'exosquelette n'aurait pas été la même sans leur grande expertise et leur imagination. Je remercie également Samuel Veillerette pour la conception CAO du système. Sa passion pour Catia et la qualité de son travail nous ont inspirés pour donner son nom à l'exosquelette. Mes pensées vont également à tous les stagiaires et étudiants Masters qui ont participé aux différentes phases de ce projet.

Mes remerciements vont également à tous les acteurs du projet EXOSTATION, financé par l'Agence Spatiale Européenne à travers le programme GSTP. Merci à Tanguy Fautre, Jean-Marc Wislez, Bernard Fontaine, Elvina Motard et Michel Ilzkovitz, de la société Space Application Services, qui ont développé les simulations des systèmes robotiques esclaves et gérés la coordination d'EXOSTATION. J'exprime également ma gratitude à Jean-Philippe Verschueren et Serge Cattoul, de la société Micromega Dynamics, pour leurs conseils et la réalisation des composants électroniques. Je remercie également Andre Schiele et Maurizio De Bartolomei,

les Technical Officer auprès de l'ESA, ainsi que la Politique Scientifique Fédérale Belge, et en particulier Jacques Nijskens, pour leur support.

Pour finir, je remercie les membres de ma famille et tout particulièrement Jessica pour son soutien permanent et ses encouragements quotidiens.

Les photos de l'exosquelette ont été prises par Jean Jottard, le tournage et le montage des films sur l'exosquelette ont été réalisés par Vincent Dery, tous deux membres du Centre des Technologies au Service de l'Enseignement de l'ULB.

# Résumé

Ce projet s'inscrit dans l'effort développé par l'Agence Spatiale Européenne (ESA) pour robotiser les activités extravéhiculaires à bord de la Station Spatiale Internationale et lors des futures missions d'exploration planétaire. Un aspect important de ces projets concerne le retour de force et la capacité, pour la personne qui commande les mouvements du robot, à ressentir les efforts qui lui sont appliqués. Le but est d'améliorer la qualité et l'immersion de la téléopération.

L'objectif de cette thèse est la conception d'une interface haptique de type exosquelette pour le bras, pour ces missions de téléopération à retour de force. Ce système doit permettre une commande intuitive du robot téléopéré tout en reproduisant le plus fidèlement possible les efforts.

Les chapitres 2 et 3 présentent les études réalisées sur un banc de test à 1 degré de liberté, destinées à comprendre le contrôle haptique ainsi qu'à évaluer différentes technologies d'actionnements et de capteurs. Les principales méthodes de contrôle sont décrites théoriquement et comparées en pratique sur le banc de test. Les chapitres 4 et 5 décrivent le développement de l'exosquelette SAM destiné aux futures applications de téléopération spatiale. La conception cinématique, le choix des actionneurs et des capteurs sont décrits. Différentes méthodes de contrôle sont également comparées avec des expériences de réalité virtuelle (sans robot esclave) et de téléopération. Pour finir, le chapitre 6 présente le projet EXOSTATION, un démonstrateur de téléopération haptique spatiale, dans lequel SAM est utilisé comme interface maître.

## Glossaire et abréviations

|            |  |
|------------|--|
| ASL        | Laboratoire des Structures Actives                         |
| CAO        | Conception Assistée par Ordinateur                         |
| CD         | Cinématique Directe  |
| CHAI 3D    | Librairie software haptique open-source                    |
| CI         | Cinématique Inverse  |
| ddl        | degré de liberté   |
| ECO        | Contrôleur de l'exosquelette haptique SAM                  |
| ESA        | Agence Spatiale Européenne                                 |
| EUROBOT    | Robot manipulateur anthropomorphique de l'ESA              |
| EXARM I    | Exosquelette cinématique de l'ESA                          |
| EXOSTATION | Projet de démonstrateur de téléopération haptique spatiale |
| GSTP       | General Support and Technology Program                     |
| ISS        | Station Spatiale Internationale                            |
| ODE        | Open Dynamics Engine                                       |
| SAM        | Sensoric Arm Master  |
| SAS        | Space Application Services                                 |
| ULB        | Université Libre de Bruxelles                              |



# Table des matières

|  |            |
|--|------------|
| <b>Jury</b>  | <b>iii</b> |
| <b>Remerciements</b>                                       | <b>v</b>   |
| <b>Résumé</b>  | <b>vii</b> |
| <b>Glossaire et abréviations</b>                           | <b>ix</b>  |
| <b>1 Introduction</b>                                      | <b>1</b>   |
| 1.1 Les interfaces haptiques . . . . .                     | 1          |
| 1.2 Historique du projet . . . . .                         | 3          |
| 1.3 Exosquelettes : définition et applications . . . . .   | 4          |
| 1.3.1 Amplification de l'effort . . . . .                  | 6          |
| 1.3.2 Retour de force - Haptique . . . . .                 | 6          |
| 1.3.3 Réhabilitation . . . . .                             | 7          |
| 1.4 Intérêts du design exosquelette en haptique . . . . .  | 8          |
| 1.5 Motivations et organisation de la thèse . . . . .      | 10         |
| 1.6 Références . . . . .                                   | 10         |
| <b>2 Contrôle des systèmes de téléopération</b>            | <b>13</b>  |
| 2.1 Introduction . . . . .                                 | 13         |
| 2.2 Représentation d'un système de téléopération . . . . . | 14         |
| 2.3 Critères de performances . . . . .                     | 16         |
| 2.4 Méthodes de contrôle . . . . .                         | 19         |
| 2.4.1 Contrôle Force-Position (FP) . . . . .               | 19         |
| 2.4.2 Contrôle Position-Position (PP) . . . . .            | 23         |
| 2.4.3 Contrôle à 4 Canaux (4C) . . . . .                   | 24         |
| 2.4.3.1 Schéma de base . . . . .                           | 24         |
| 2.4.3.2 Contrôle local en force hybride . . . . .          | 25         |
| 2.4.4 Contrôle par admittance . . . . .                    | 27         |
| 2.5 Compromis stabilité-performances . . . . .             | 29         |

|          |   |           |
|----------|---|-----------|
| 2.6      | Conclusions . . . . .   | 33        |
| 2.7      | Références . . . . .  | 34        |
| <b>3</b> | <b>Banc de test à 1 degré de liberté</b>                      | <b>37</b> |
| 3.1      | Introduction . . . . .  | 37        |
| 3.2      | Design du banc de test . . . . .                              | 37        |
| 3.2.1    | Design électromécanique . . . . .                             | 37        |
| 3.2.2    | Capteurs . . . . .  | 38        |
| 3.2.3    | Carte de Contrôle . . . . .                                   | 40        |
| 3.3      | Modèle et simulation du banc de test . . . . .                | 43        |
| 3.4      | Résultats expérimentaux . . . . .                             | 46        |
| 3.4.1    | Contrôle Force-Position . . . . .                             | 47        |
| 3.4.2    | Contrôle Position-Position . . . . .                          | 47        |
| 3.4.3    | Contrôle à 4 canaux . . . . .                                 | 50        |
| 3.4.4    | Contrôle par admittance . . . . .                             | 51        |
| 3.5      | Références . . . . .  | 53        |
| <b>4</b> | <b>SAM : bras exosquelette haptique</b>                       | <b>55</b> |
| 4.1      | Introduction . . . . .  | 55        |
| 4.2      | Etude et conception cinématique de SAM . . . . .              | 59        |
| 4.2.1    | Structure cinématique . . . . .                               | 59        |
| 4.2.2    | Problème des singularités . . . . .                           | 61        |
| 4.2.3    | Analyse de l'espace de travail de SAM . . . . .               | 64        |
| 4.3      | Technologie d'actionnement . . . . .                          | 66        |
| 4.3.1    | De l'importance du choix de l'actionneur . . . . .            | 66        |
| 4.3.1.1  | Rapports couple/masse et couple/volume . . . . .              | 66        |
| 4.3.1.2  | Bande passante . . . . .                                      | 67        |
| 4.3.1.3  | Friction et rapport dynamique en force . . . . .              | 67        |
| 4.3.1.4  | Contrôlabilité . . . . .                                      | 68        |
| 4.3.1.5  | Sécurité . . . . .  | 68        |
| 4.3.2    | Choix de la technologie d'actionnement sur SAM . . . . .      | 68        |
| 4.3.3    | Dimensionnement des actionneurs . . . . .                     | 72        |
| 4.4      | Capteurs . . . . .  | 76        |
| 4.5      | Structure mécanique et ergonomie . . . . .                    | 78        |
| 4.6      | Références . . . . .  | 81        |
| <b>5</b> | <b>Contrôle de l'exosquelette SAM</b>                         | <b>85</b> |
| 5.1      | Introduction . . . . .  | 85        |
| 5.2      | Réalité virtuelle . . . . .                                   | 86        |
| 5.2.1    | Contrôle Force-Position : mise en oeuvre et limites . . . . . | 86        |
| 5.2.2    | Contrôle local en force hybride . . . . .                     | 91        |

|          |  |            |
|----------|--|------------|
| 5.2.3    | Contrôle par admittance . . . . .                                | 95         |
| 5.3      | Téléopération . . . . .  | 98         |
| 5.3.1    | Contrôle de la position de l'esclave en espace articulaire . . . | 99         |
| 5.3.2    | Contrôle de la position de l'esclave en espace cartésien . . .   | 99         |
| 5.3.3    | Contrôle Force-Position . . . . .                                | 101        |
| 5.3.4    | Contrôle à 3 canaux . . . . .                                    | 102        |
| 5.4      | Conclusions . . . . .  | 104        |
| 5.5      | Références . . . . .   | 105        |
| <b>6</b> | <b>Le projet "EXOSTATION"</b>                                    | <b>107</b> |
| 6.1      | Introduction . . . . .   | 107        |
| 6.2      | Description du système EXOSTATION . . . . .                      | 108        |
| 6.2.1    | L'exosquelette maître SAM . . . . .                              | 109        |
| 6.2.2    | Le contrôleur ECO . . . . .                                      | 109        |
| 6.2.3    | Le simulateur . . . . .  | 111        |
| 6.2.4    | Le client 3D . . . . .   | 111        |
| 6.3      | Modes de contrôle . . . . .                                      | 112        |
| 6.3.1    | Machine d'états . . . . .  | 112        |
| 6.3.2    | Mode <i>Actif</i> - Mise en correspondance . . . . .             | 112        |
| 6.3.3    | Contrôle haptique . . . . .                                      | 114        |
| 6.4      | Scénarios et applications . . . . .                              | 115        |
| 6.5      | Conclusions . . . . .  | 115        |
| 6.6      | Références . . . . .   | 117        |
| <b>7</b> | <b>Conclusion générale</b>                                       | <b>119</b> |
| <b>A</b> | <b>Cinématique directe et compensation de gravité</b>            | <b>123</b> |
| A.1      | Cinématique directe de SAM . . . . .                             | 123        |
| A.2      | Calcul de la compensation de gravité . . . . .                   | 126        |
| A.3      | Références . . . . .   | 128        |

# Chapitre 1

## Introduction

Le sujet principal de cette thèse est le développement d'un système exosquelette pour le bras pour des applications haptiques. Le terme haptique est dérivé du verbe grec 'Haptesthai' signifiant "toucher". A l'instar de l'écran pour le sens de la vue et des haut-parleurs pour l'ouïe, les interfaces haptiques sont des appareils qui vont fournir une information liée au sens du toucher. L'ajout d'une information sensorielle supplémentaire peut améliorer les performances de l'utilisateur durant ses activités.

### 1.1 Les interfaces haptiques

Nous pouvons distinguer deux familles d'interfaces haptiques. Les premières, appelées interfaces tactiles, vont exciter des capteurs sensoriels situés sous la peau et principalement au niveau des mains. Elles vont transmettre des sensations de rugosité, de vibration ou de glissement. Comme exemple, certains GSM à écran tactile produisent de petites vibrations pour simuler le contact d'une touche.

Les interfaces kinesthésiques, par contre, vont produire des forces qui vont s'opposer au mouvement de l'utilisateur pour ainsi lui transmettre des sensations de raideurs, de formes et de poids. Cette thèse s'inscrit dans le développement de systèmes kinesthésiques et le terme général d'interface haptique sera utilisé par la suite pour les représenter.

Le développement des interfaces haptiques trouve son origine dans les manipulateurs maître/esclave développés pour l'industrie nucléaire dans les années 50. Dans un premier temps, ces systèmes possédaient des liens mécaniques permettant à l'esclave de reproduire en parallèle les mouvements du maître (Bicker et al., 2004). Cependant, cela nécessitait une grande proximité entre les appareils et limitait la capacité de l'esclave à manipuler des charges lourdes. Goertz et Thompson ont

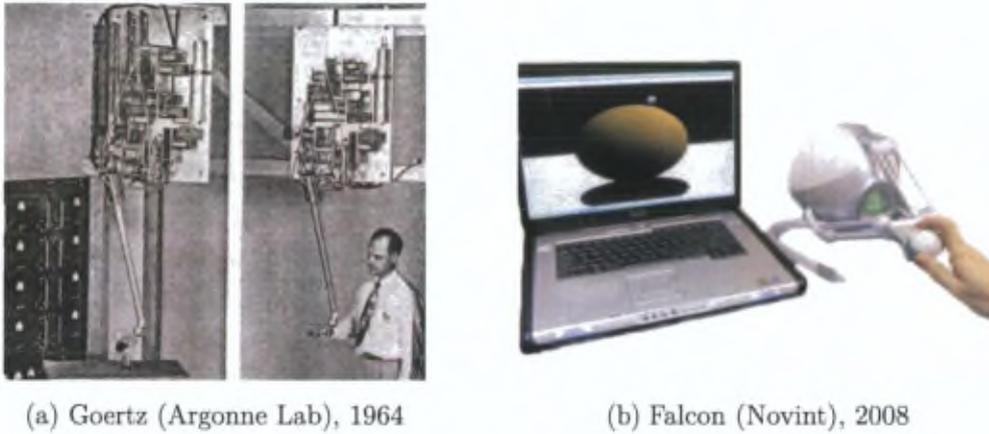


FIGURE 1.1 – Exemples d’interfaces haptiques : (a) Système de téléopération haptique de Goertz (Argonne Lab) ; (b) Falcon (Novint), relié à une réalité virtuelle.

alors développé, à l’Argonne National Laboratory, un système maître/esclave, en incorporant de chaque côté des actionneurs et en remplaçant le lien mécanique par un lien électrique pour échanger les mesures de position et de force (Figure 1.1-(a)). De cette manière, l’esclave était commandé à distance et l’utilisateur pouvait ressentir, à travers les moteurs du maître (l’interface haptique), les efforts mesurés sur l’esclave. Il s’agit du premier système de téléopération haptique, ou à retour d’effort. Outre la manipulation d’éléments radioactifs, des applications actuelles de ce type de système sont la commande de bras robotisés dans les environnements hostiles (fonds sous-marins, spatial), la chirurgie mini-invasive (Okamura, 2009) et la nanomanipulation (Sitti and Hashimoto, 2003)(Letier, 2004). En plus de l’apport du retour de force, un aspect important pour ces applications est la capacité du système à transformer et à mettre à l’échelle les signaux de position et de force entre le maître et l’esclave.

A partir des années 90, à côté de la téléopération, l’augmentation des capacités de calcul des ordinateurs a permis l’émergence de la réalité virtuelle haptique. L’interface haptique est alors reliée à une simulation générée par ordinateur et permet à l’utilisateur d’interagir avec des objets virtuels. Cela a étendu les applications à l’apprentissage et l’entraînement (ex : dentisterie (Wang et al., 2007)), aux logiciels de CAO et à l’industrie du jeu. Cela a ainsi conduit à une augmentation importante du nombre d’interfaces haptiques différentes ainsi qu’à la diminution de leur prix. Aujourd’hui, le Phantom (Massie and Salisbury, 1994) et le Falcon (Figure 1.1-(b)) sont des exemples d’interfaces commerciales vendues pour quelques centaines de dollars.

## 1.2 Historique du projet

Depuis 2003, l'Agence Spatiale Européenne (ESA) développe le programme EUROBOT. Il s'agit d'un robot muni de trois bras manipulateurs anthropomorphiques (cinématiquement équivalent au bras humain) destiné à la Station Spatiale Internationale (ISS) et aux futures missions planétaires (Didot et al., 2006). Pour des tâches simples de manutention et d'exploration, il permettra d'éviter des sorties extravéhiculaires risquées et coûteuses. Il servira également de support aux astronautes pour des activités plus complexes. L'originalité par rapport aux bras robotiques déjà installés sur l'ISS (Canadarm 2, ERA) est qu'il pourra se déplacer librement le long de la structure. Son vol de démonstration est prévu en 2013-2014.

Deux solutions sont prévues pour commander EUROBOT : soit par la définition de tâches autonomes, soit par téléopération pour des tâches spécifiques (Figure 1.2). Pour la téléopération, l'ESA a développé dans un premier temps l'EXARM I, un exosquelette portable purement cinématique (sans actionneurs) permettant de commander en position le robot (Schiele and Visentin, 2003). Cependant ce setup n'intégrait pas de retour d'effort. Dans le but d'améliorer les performances et l'immersion de l'opérateur durant les activités de manipulation, l'ESA a lancé le projet EXOSTATION dont l'objectif est de créer un démonstrateur de téléopération haptique pour cette application. Dans le cadre de ce projet nous avons développé un nouvel exosquelette à retour d'effort qui constitue le sujet principal de cette thèse. Les avantages d'une structure de type exosquelette seront détaillés dans la suite de cette introduction à la section 1.4. Etant donné la complexité du problème, le développement a été scindé en deux phases. Dans la première phase, des études sur un système de téléopération à un degré de liberté ont été menées pour d'une part comparer différentes technologies d'actionnement et d'autre part étudier les méthodes de contrôle haptique. Sur base de ces conclusions, dans la seconde phase, nous avons développé SAM, le nouvel exosquelette haptique avec un actionnement direct aux joints offrant une bonne contrôlabilité des efforts. SAM a ensuite été relié à une simulation d'un bras d'EUROBOT pour le projet EXOSTATION. En parallèle, l'ESA a continué le développement de son prototype EXARM en lui intégrant une technologie d'actionnement par câbles pour délocaliser la masse des moteurs (étudiée durant la phase 1).

La qualité de la téléopération d'un robot esclave, et en particulier avec un retour d'effort, peut rapidement être dégradée en présence de délais dans les communications. Ces délais peuvent atteindre plusieurs dixièmes de seconde entre la Terre et l'ISS, et plusieurs minutes avec Mars. Pour cette raison, le mode de téléopération n'est pour le moment envisagé qu'en local, avec le maître à proximité de l'esclave (à bord de l'ISS ou du vaisseau spatial).

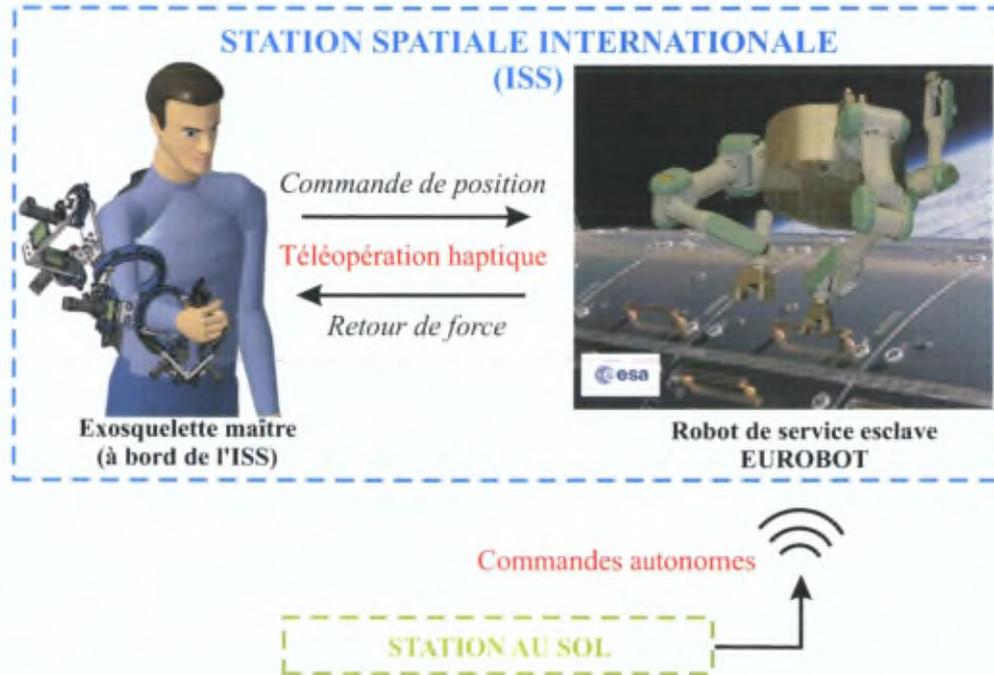


FIGURE 1.2 – Téléopération haptique à bord de la Station Spatiale Internationale entre le robot esclave EUROBOT et un exosquelette haptique.

### 1.3 Exosquelettes : définition et applications

Dans le domaine de la robotique, un exosquelette est une structure mécanique articulée possédant plusieurs degrés de liberté qui suivent l'anatomie de l'opérateur. Contrairement aux prothèses qui remplacent un membre du corps, l'exosquelette s'y attache extérieurement et agit en parallèle. Il peut être dédié à une partie spécifique du corps comme la main, le bras, la jambe, ou à plusieurs membres à la fois. Équipé de capteurs et d'actionneurs, il possède deux rôles. D'une part, il mesure les mouvements et/ou les forces de l'utilisateur. D'autre part, il produit une force pour interagir dynamiquement avec son porteur. Des exemples d'exosquelettes sont représentés à la Figure 1.3. Ils sont utilisés dans différents types d'applications : amplificateur d'effort, système de réhabilitation ou interface haptique (retour de force). A chacune de ces applications correspond des spécificités de design particulières (Figure 1.4).

*Amplificateurs d'efforts*



Power-Assist Suit (Kanagawa)



Hal-5 (Cyberdyne)

*Haptique et réhabilitation*



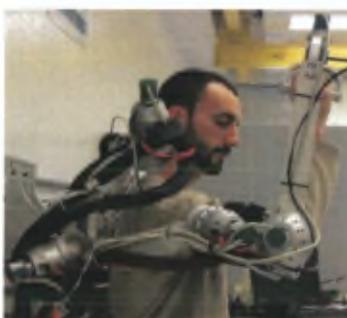
Freflex (Wright-Patterson)



UWash (Washington)



Sensor Arm (Tokyo)



MGA (Georgetown)



PMA (Salford)



Armin (Zurich)

FIGURE 1.3 – Exemples d'exosquelettes pour des applications d'amplification musculaire, haptiques et de réhabilitation.

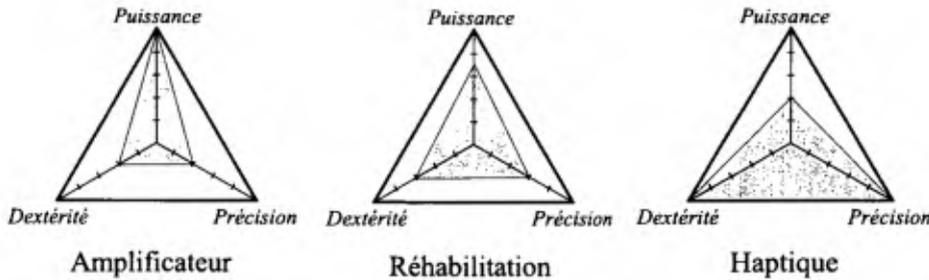


FIGURE 1.4 – Critères de design des exosquelettes en fonction de leur application finale

### 1.3.1 Amplification de l'effort

Les actionneurs de l'exosquelette amplifient les capacités motrices de l'utilisateur, en terme de puissance et d'endurance. Il peut alors soulever des charges importantes pendant de longues périodes ou sur de longues distances.

Le critère principal de design est la capacité en puissance. Ils font la plupart du temps appel à des technologies pneumatiques ou hydrauliques (Guizzo and Goldstein, 2005). Par contre, la dextérité, liée au nombre de degrés de liberté, la capacité à suivre tous les mouvements du corps, ainsi que la précision de l'actionnement sont moins importants. Comme exemple, le *Power-assist Suit* de l'institut technologique de Kanagawa, à actionnement pneumatique, est dédié au déplacement de malades en milieu hospitalier. Il n'est contrôlé qu'à trois articulations (coudes, hanches et genoux) (Ishii et al., 2005). L'exosquelette HAL-5 a été développé dans un premier temps par l'université de Tsukuba et est maintenant commercialisé par la société Cyberdyne pour des applications d'amplification ou d'assistance à la marche. Il possède des actionneurs électriques (avec Harmonic drives) sur quatre articulations dont seulement deux au niveau du membre supérieur (épaule et coude) par rapport aux sept articulations de base du bras humain. Dans la majorité des cas, les amplificateurs sont des systèmes *full body*. Si le haut du corps est amplifié, le poids du système ainsi que la force de réaction lors de la charge nécessitent une aide au niveau des jambes.

### 1.3.2 Retour de force - Haptique

L'exosquelette est utilisé comme interface haptique pour transmettre une information de force à l'utilisateur, soit dans un système de téléopération, soit avec une réalité virtuelle. L'objectif est d'améliorer la qualité et les performances des manipulations ainsi que l'immersion et l'interactivité par rapport à un simple retour visuel. Le Reflex est un exemple d'exosquelette utilisé, à la fin des années 90,

à la Wright-Patterson Air Force Base, pour la téléopération d'un bras robotique industriel à 6 degrés de liberté (Williams et al., 1998). D'autres exemples d'exosquelettes, développés initialement pour des applications en réalité virtuelle, sont le L-Exos de l'école supérieure S. Anna (Italie) (Frisoli et al., 2005), l'exosquelette de l'Université de Washington UWash (Perry et al., 2007) et le Sensor Arm de l'Université de Tokyo (Nakai et al., 1998).

A l'opposé des amplificateurs, le critère principal de design est la capacité de l'interface à retransmettre le plus fidèlement possible l'information de force à l'utilisateur. Elle doit également permettre les mouvements naturels, avec un nombre de degrés de liberté suffisants associé à l'absence de singularités dans l'espace de travail. Par contre, suivant (O'Malley and Goldfarb, 2002), bien qu'un niveau de puissance élevé puisse améliorer le réalisme, cela n'est pas nécessaire pour retransmettre la plupart des informations haptiques. Ces exosquelettes seront plutôt dédiés aux membres supérieurs, étant utilisés principalement pour les tâches de manipulation.

### 1.3.3 Réhabilitation

L'exosquelette est utilisé par un patient pour réaliser des exercices médicaux. Le système permet de générer des tâches soit en guidant le mouvement de l'utilisateur, soit en appliquant une résistance variable. Les avantages principaux par rapport à une approche manuelle sont la répétabilité ainsi que la possibilité de monitorer les résultats.

Les appareils pour la réhabilitation possèdent des caractéristiques intermédiaires entre les deux applications précédentes. Les besoins sont fonction du type de traitement appliqué au patient. En moyenne, ces appareils présentent une puissance supérieure aux besoins haptiques. Pour certains exercices, le système doit pouvoir contrer la force musculaire du patient. Le MGA, de l'Université de Georgetown, est capable de fournir des couples supérieurs aux capacités humaines (Carignan et al., 2005). D'autres exemples d'exosquelettes dédiés principalement à la réhabilitation sont l'Armin de l'Université de Zurich (Nef et al., 2007) et le PMA de l'Université de Salford qui met en oeuvre des actionneurs pneumatiques (Tsagarakis and Caldwell, 2003). Dans la plupart des cas, ces appareils se focalisent sur un groupe de joints spécifiques et présentent un nombre plus faible de degrés de liberté. Le MGA, cité ci-dessus, est destiné à l'épaule et au coude, tandis que le MAHI de l'Université de Rice est orienté pour la réhabilitation de l'avant-bras (Gupta and O'Malley, 2006). Il est à noter que plusieurs exosquelettes haptiques possèdent également des applications en réhabilitation.

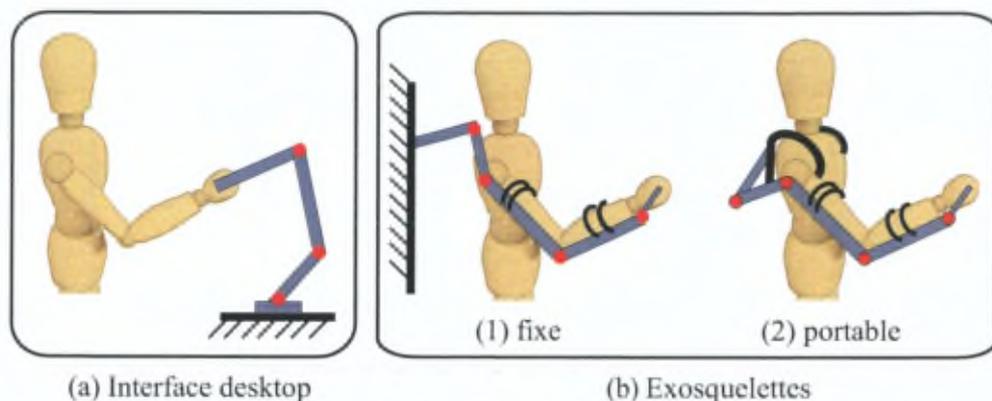


FIGURE 1.5 – Les différentes familles d’interfaces haptiques : (a) Interface desktop - (b) Exosquelettes fixe (1) et portable (2)

#### 1.4 Intérêts du design exosquelette en haptique

Les interfaces haptiques de type desktop représentent la grande majorité des systèmes développés actuellement. Contrairement aux exosquelettes, présentés ci-dessus, elles possèdent une cinématique indépendante de celle de l'utilisateur qui interagit exclusivement avec l'extrémité du manipulateur (Figure 1.5-(a)). Le Phantom et le Falcon, cités précédemment, sont les exemples les plus connus d'interfaces desktop. L'interaction homme-machine et le besoin d'une structure cinématique spécifique étant moins importants, elles sont également moins complexes.

Néanmoins, l'approche exosquelette présente des avantages dans certaines applications. L'espace de travail utile est défini par l'intersection entre l'espace de travail du bras de l'opérateur et celui du manipulateur. Dans les limites des contraintes mécaniques, la similitude entre la cinématique du bras et celle de l'exosquelette permet d'atteindre des volumes de travail supérieurs à ceux des interfaces desktop.

D'autre part, cette similitude permet, grâce à la présence de capteurs le long de la structure, de connaître la position de l'ensemble du bras et pas seulement celle de l'effecteur. Cet avantage peut par exemple être utile pour contrôler, avec plus de dextérité, les robots munis de bras anthropomorphiques.

Les exosquelettes permettent également de générer des contacts multi-points au travers des fixations avec le bras. Les interfaces desktop sont quant à elles limitées à un contact à l'effecteur. Un exemple d'intérêt est le plugin *I-fitting* pour Catia de la société Haption permettant de simuler, entre autre, les interactions du bras



FIGURE 1.6 – Exosquelettes haptiques portables.

pour optimiser l'ergonomie des postes d'assemblages.

Au sein de la famille des exosquelettes une distinction peut être réalisée entre les appareils fixes et portables. Dans le premier cas, la base de la structure est fixée au sol ou sur un mur, permettant de délocaliser et de soutenir une partie du poids. Dans le second cas, l'entièreté du système est porté par l'utilisateur. Certaines applications spécifiques peuvent profiter de cette caractéristique. L'opérateur n'étant pas lié à une base fixe, il peut se déplacer librement dans des réalités virtuelles à grande échelle, associé par exemple à des *head-mounted displays*, augmentant ainsi la sensation d'immersion. Les systèmes portables peuvent également être facilement transportés dans des espaces confinés (ISS, vaisseau spatial) ou à proximité des zones d'opération dans le cadre de crises CBRNE (chimique-bactériologique-radioactif-nucléaire-explosif) pour la téléopération de bras robotisés. Une interface portable, liée uniquement au corps, permet également d'éviter de subir des forces de réaction externes. En état d'apesanteur, comme à bord de l'ISS, cela va faciliter les applications de retour d'effort.

La plupart des exosquelettes développés jusqu'à présent possèdent une base fixe. Cela est principalement dû aux difficultés de design liées au poids du système et de ses actionneurs. Trois exemples d'exosquelettes portables ont pu être trouvés dans la littérature (Figure 1.6). L'Exoskeleton Arm-master (EAM), développé durant les années 90 par la société EXOS, aujourd'hui disparue, utilisait des moteurs électriques de taille réduite, associés à un refroidissement par eau pour permettre des couples suffisants (Bin et al., 1995). Le KIST (Korean Institute of Technology) a adressé ce problème par l'utilisation d'actionneurs pneumatiques, présentant un meilleur rapport poids/puissance que la technologie électrique (Jeong et al., 2001). Ces deux solutions ont cependant le désavantage de nécessiter un système

annexe, limitant les possibilités de déplacement de l'exosquelette. L'interface développée au SAIT (Samsung Advanced Institute of Technology) utilise des freins électriques pour produire le retour d'effort (Kim et al., 2005). Bien qu'il y ait un avantage au niveau du poids final du système, l'utilisation de freins ne permet pas de reproduire des forces *actives* sur l'opérateur, ce qui peut limiter la qualité et les types de rendu haptique.

## 1.5 Motivations et organisation de la thèse

Le thème de ce travail est le développement de l'exosquelette haptique portable SAM pour les futures applications de téléopération spatiale. Par rapport aux exosquelettes existants, l'objectif est de concevoir un système à la fois portable et simple en terme de développement, d'utilisation et de maintenance (sans systèmes annexes). Il doit également pouvoir délivrer, de manière confortable, des sensations haptiques correctes et complètes sur le bras.

Etant donné la complexité de ce type d'appareil, son développement a été scindé en deux phases. La première partie de ce document présente les études réalisées sur un système à un degré de liberté (1 ddl). L'objectif de cette première phase est de mettre en évidence les points critiques du développement du futur exosquelette par rapport au hardware (actionnement, capteurs) et à la méthode de contrôle. Le chapitre 2 introduit la théorie du contrôle des systèmes de téléopération à 1 ddl afin de comprendre les influences des paramètres du design sur les performances haptiques. Ensuite, le chapitre 3 présente le design du setup à 1 ddl développé au laboratoire ainsi que les expériences réalisées afin de vérifier les concepts théoriques et valider le design d'un joint de l'exosquelette.

La deuxième phase est consacrée au développement de l'exosquelette. Le chapitre 4 présente son design et plus particulièrement sa structure cinématique, le choix de la technologie d'actionnement et de capteurs. Le chapitre 5 étend la théorie du contrôle à 1 ddl au contrôle des exosquelettes haptiques et compare différentes méthodes. Pour finir, comme exemple d'application, le chapitre 6 présente le projet EXOSTATION pour lequel l'exosquelette a été développé et dans lequel il est utilisé comme interface haptique.

## 1.6 Références

- R. Bicker, K. Burn, Z. Hu, W. Pongean, and A. Bashir. The early development of remote tele-manipulation systems. In *Proc. International Symposium on History of Machines and Mechanisms HMM2004*, pages 391–404, 2004.

- A. Bin, T. Massie, and V. Vayner. Sensory feedback exoskeleton Armmaster. US Patent 1995/006376, 1995.
- C. Carignan, M. Liszka, and S. Roderick. Design of an arm exoskeleton with scapula motion for shoulder rehabilitation. In *Proc. International Conference on Advanced Robotics ICAR '05*, pages 524–531, July 2005.
- F. Didot, P. Schoonejans, R. Stott, G. Battistoni, S. Ferraris, S. Estable, and I. Ahrns. EUROBOT underwater model, testing the co-operation between humans and robots. In *Proc. 9th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation ASTRA 2006*, ESTEC, Noordwijk, The Netherlands, November 2006.
- A. Frisoli, F. Rocchi, S. Marcheschi, A. Dettori, F. Salsedo, and M. Bergamasco. A new force-feedback arm exoskeleton for haptic interaction in virtual environments. In *Proc. First Joint Eurohaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems World Haptics*, pages 195–201, 18-20 March 2005.
- E. Guizzo and H. Goldstein. The rise of the body bots. *IEEE Spectrum*, 42(10) : 50–56, October 2005.
- A. Gupta and M. O'Malley. Design of a haptic arm exoskeleton for training and rehabilitation. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 11(3) :280–289, June 2006.
- M. Ishii, K. Yamamoto, and K. Hyodo. A stand-alone wearable power assist suit - development and availability. *Journal of Robotics and Mechatronics*, 17(5) : 575–583, 2005.
- Y. Lee Jeong, K. Kim, Y-S. Hong, and J-O. Park. A 7 dof wearable arm using pneumatic actuators. In *Proc. 32nd International Symposium on Robotics*, pages 388–393, 2001.
- Y. Kim, J. Lee, S. Lee, and M. Kim. A force reflected exoskeleton-type masterarm for human-robot interaction. *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics, Part A*, 35(2) :198–212, March 2005.
- P. Letier. Etude des interfaces haptiques et de leur potentiel en nanomanipulation. Master's thesis, Université Libre de Bruxelles, 2004.
- T.H. Massie and J. Salisbury. The Phantom haptic interface : A device for probing virtual objects. In *Proc. ASME Winter Annual Meeting Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, Chicago, November 1994.

- A. Nakai, T. Ohashi, and H. Hashimoto. 7 dof arm type haptic interface for teleoperation and virtual reality systems. In *Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, volume 2, pages 1266–1271, October 1998.
- T. Nef, M. Mihelji, and R. Riener. Armin : a robot for patient-cooperative arm therapy. *Medical & Biological Engineering & Computing*, 45 :887–900, September 2007.
- A.M. Okamura. Haptic feedback in robot-assisted minimally invasive surgery. *Current Opinion In Urology*, 19(1) :102–107, January 2009.
- M. O'Malley and M. Goldfarb. The effect of force saturation on the haptic perception of detail. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 7(3) :280–288, September 2002.
- J. C. Perry, J. Rosen, and S. Burns. Upper-limb powered exoskeleton design. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 12(4) :408–417, August 2007.
- A. Schiele and G. Visentin. Exoskeleton for the human arm, in particular for space applications. US Patent 2003/0223844 A1, 2003.
- M. Sitti and H. Hashimoto. Teleoperated touch feedback from the surfaces at the nanoscale : modeling and experiments. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 8(2) :287–298, 2003.
- N. Tsagarakis and D. Caldwell. Development and control of a "soft-actuated" exoskeleton for use in physiotherapy and training. *Autonomous Robots*, 15 : 21–33, 2003.
- D. Wang, Y. Zhang, and Z. Sun. *Robotic Welding, Intelligence and Automation*, volume 362/2007, chapter Multi-modal virtual reality dental training system with integrated haptic-visual-audio display, pages 453–462. Springer Berlin/Heidelberg, 2007.
- R. Williams, M. Murphy, D. North, J. Berlin, and M. Krier. Kinesthetic force/moment feedback via active exoskeleton. In *Proc. 1998 Image Conference*, Scottsdale, Arizona, August 1998.

## Chapitre 2

# Contrôle des systèmes de téléopération

### 2.1 Introduction

L'objectif d'un système de téléopération haptique est de permettre à son utilisateur de réaliser une tâche à distance, tout en ressentant les forces mises en jeu à l'endroit de la manipulation. Son fonctionnement est basé sur l'échange d'informations de positions et de forces entre le maître, qui est la télécommande de l'utilisateur, et l'esclave qui est le robot réalisant effectivement la tâche. Ce principe est illustré à la Figure 2.1 dont les différents éléments seront décrits dans la suite de ce chapitre.

Idéalement, le système de téléopération doit être complètement transparent, en reflétant fidèlement les interactions entre l'esclave et l'environnement sur l'opérateur. Celui-ci doit pouvoir ressentir les efforts comme s'il réalisait directement la tâche à la place de l'esclave. En pratique, une transparence parfaite est impossible. Elle sera limitée par la dynamique naturelle de l'interface haptique maître et celle de l'esclave (inerties, frottements,...), par le choix de la méthode de contrôle ainsi que par la présence de délais, de bruits et de la digitalisation. En fonction du nombre et du type de mesures disponibles (positions et forces) différentes méthodes de contrôle peuvent être implémentées. L'objectif de ce chapitre est de présenter les principales approches et de les comparer par rapport à leurs performances haptiques et à leur implémentation.

Cette étude se base sur un système à 1 degré de liberté (1 ddl) linéaire. Malgré la présence en pratique de phénomènes non-linéaires (frottements secs, impacts,...), cette démarche permet de comprendre les principaux enjeux du contrôle haptique. Ce chapitre débute par la description mathématique d'un système de téléopération, avec un formalisme couramment rencontré dans la littérature haptique. Sur

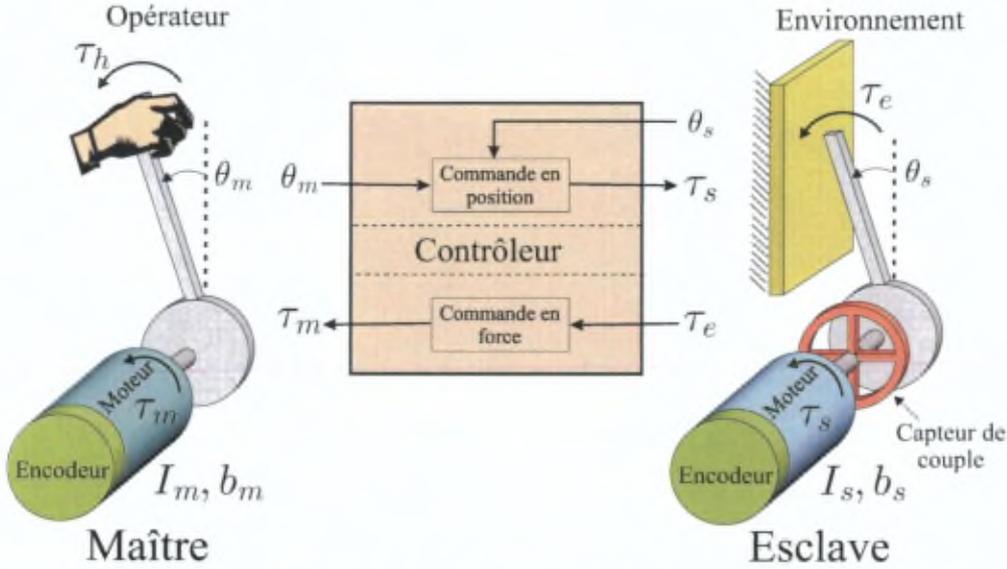


FIGURE 2.1 – Exemple de système de téléopération haptique à 1 ddl (mode de contrôle Force-Position).

base de cette représentation, des critères de performances seront définis pour quantifier la *transparence* du système. Ensuite, les principales méthodes de contrôle haptique seront décrites et comparées par rapport à ces critères. Pour finir, une étude sur la stabilité sera présentée pour mettre en évidence le compromis existant entre la recherche d'une meilleure transparence et la stabilité.

Les méthodes de contrôle présentées ici seront simulées et mises en oeuvre sur un système réel dans le chapitre 3.

## 2.2 Représentation d'un système de téléopération

La Figure 2.1 représente un système classique de téléopération haptique à 1 degré de liberté. Le comportement mécanique du maître et de l'esclave peut être approché par celui d'un système masse/dashpot, représenté par les inerties  $I_m$  et  $I_s$  des masses en mouvement, et les frottements visqueux  $b_m$  et  $b_s$  (l'indice  $s$  est relatif au mot anglais *slave*). En considérant les différents couples appliqués à l'arbre de chaque système, et en négligeant les effets de gravité de la barre, les comportements dynamiques du maître et de l'esclave sont définis par,

$$\begin{aligned} I_m \ddot{\theta}_m + b_m \dot{\theta}_m &= \tau_h + \tau_m \\ I_s \ddot{\theta}_s + b_s \dot{\theta}_s &= \tau_s + \tau_e \end{aligned} \quad (2.1)$$

avec  $\theta_m$  et  $\theta_s$  la position du maître et de l'esclave,  $\tau_h$  le couple produit par l'utilisateur sur le maître,  $\tau_e$  le couple de réaction de l'environnement sur l'esclave, et  $\tau_m$  et  $\tau_s$  les couples délivrés par les actionneurs, respectivement pour créer le retour de force sur l'utilisateur et pour commander le mouvement de l'esclave. Ces commandes motrices sont calculées sur base de la stratégie de contrôle sélectionnée. La Figure 2.1 représente le cas particulier du contrôle *Force-Position* dont les détails d'implémentation (types de capteurs, calculs de  $\tau_m$  et  $\tau_s$ ) seront décrits dans la section 2.4.1.

Nous pouvons exprimer l'éq.(2.1) en coordonnées de Laplace en introduisant la notion d'*impédance*<sup>1</sup> du maître et de l'esclave  $Z_m(s)$  et  $Z_s(s)$ ,

$$\begin{aligned} Z_m \theta_m &= \tau_h + \tau_m \\ Z_s \theta_s &= \tau_s + \tau_e \end{aligned} \quad (2.2)$$

avec  $Z_m(s) = (I_m s^2 + b_m s)$  et  $Z_s(s) = (I_s s^2 + b_s s)$ .

Pour analyser les systèmes de téléopération et étudier leur transparence, Hannaford a proposé de les représenter sur base d'un modèle *2-ports*, dérivé des réseaux électriques (Hannaford, 1989). Un système de téléopération peut être considéré comme une boîte noire qui définit une relation entre les positions ( $\theta_m$ ,  $\theta_s$ ) et les forces d'interaction ( $\tau_h$ ,  $\tau_e$ ) avec l'opérateur et l'environnement (Figure 2.2). Cette relation est exprimée par,

$$\begin{bmatrix} \tau_h \\ \theta_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_{11} & h_{12} \\ h_{21} & h_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_m \\ \tau_e \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

La matrice 2x2 est la *matrice d'immittance hybride H*. Elle caractérise complètement le système de téléopération (dynamique du maître et de l'esclave, contrôleurs, communications). Les composantes  $h_{ij}(s)$  définissent les relations entre les positions et les forces au maître et à l'esclave. Elles seront utilisées pour étudier les performances et la stabilité du système. Il existe d'autres matrices de relation en fonction du choix des composantes des vecteurs mais c'est ce mode de représentation qui est le plus largement répandu dans la littérature haptique.

En théorie, pour une analogie parfaite avec le formalisme des réseaux électriques, il faudrait exprimer la matrice *H* en fonction des vitesses du maître et de l'esclave. Cependant, nous avons choisi ici d'utiliser les positions étant donné que dans la grande majorité des cas, c'est la position et non la vitesse qui est mesurée (encodeurs).

1. Une impédance  $Z(s)$  définit la relation, dans le domaine fréquentiel, entre la force (ou le couple) appliquée  $\tau$  et la position  $\theta$ , telle que  $\tau = Z\theta$ .

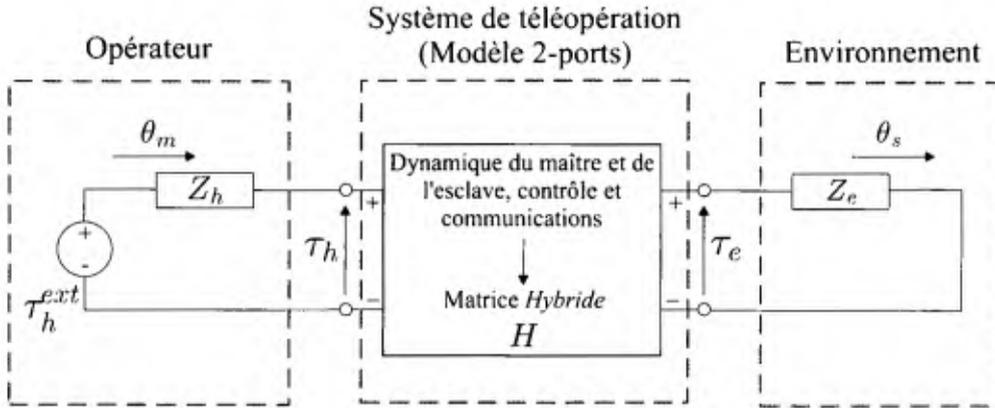


FIGURE 2.2 – Représentation d'un système de téléopération par modèle 2-ports.

L'expression (2.3) est calculée à partir de l'équation dynamique (2.2) et du choix des commandes motrices (fonction de la stratégie de contrôle). D'autre part, l'environnement est modélisé par l'impédance  $Z_e(s)$  qui représente dans ce cas-ci une raideur  $k_e$  (et éventuellement un amortissement  $b_e$ ). Cela définit la relation entre la position et le couple de l'esclave,

$$\tau_e = -k_e \theta_s = -Z_e \theta_s \quad (2.4)$$

De l'autre côté, l'opérateur est modélisé par l'impédance,

$$Z_h = I_h s^2 + b_h s + k_h \quad (2.5)$$

avec  $I_h$  et  $b_h$  l'inertie et l'amortissement de l'utilisateur et  $k_h$  la raideur de l'interaction homme/machine. Ces termes seront fonction de la manière dont l'utilisateur est fixé à l'interface haptique (préhension souple, ferme,...). La force d'interaction avec l'interface haptique  $\tau_h$  correspond à la force active  $\tau_h^{ext}$ , générée par l'activité musculaire, diminuée des effets dynamiques du bras ou de la main,

$$\tau_h = \tau_h^{ext} - Z_h \theta_m \quad (2.6)$$

Cette relation pourra être utilisée pour tenir compte de l'influence de l'opérateur dans l'étude de la stabilité.

### 2.3 Critères de performances

L'idéal pour un système de téléopération est d'atteindre la transparence, c'est à dire que l'opérateur ait l'impression de réaliser directement les opérations à

la place de l'esclave. La *transparence idéale* peut être définie par la capacité du système à assurer en permanence le tracking en position et en force entre le maître et l'esclave (Yokokohji and Yoshikawa, 1994),

$$\forall t \begin{cases} \theta_s(t) = \theta_m(t) \\ \tau_h(t) = -\tau_e(t) \end{cases} \quad (2.7)$$

Le signe négatif dans l'expression du tracking en force est dû l'opposition entre le couple de l'utilisateur et celui de l'environnement à l'équilibre. Suivant les éq.(2.7) et (2.3), la transparence parfaite est atteinte lorsque la matrice hybride  $H$  présente la forme suivante (Hannaford, 1989),

$$\begin{bmatrix} \tau_h \\ \theta_s \end{bmatrix} = H_{ideale} \begin{bmatrix} \theta_m \\ \tau_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_m \\ \tau_e \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

La matrice hybride correspondant à une méthode de contrôle donnée peut alors être comparée à  $H_{ideale}$  pour évaluer la transparence. Chaque terme de la matrice  $H$  possède une signification physique :

- $h_{11} = \frac{\tau_h}{\theta_m} \Big|_{\tau_e=0}$  correspond à l'impédance ressentie par l'opérateur lorsque l'esclave est en mouvement libre (aucune interaction avec l'environnement). Une valeur non-nulle implique que même si  $\tau_e = 0$ , l'utilisateur va ressentir un effort. Ce terme doit donc être minimisé.
- $h_{21} = \frac{\theta_s}{\theta_m} \Big|_{\tau_e=0}$  est la fonction de transfert du tracking en position, en mouvement libre, qui doit tendre vers 1 sur la plage de fréquence la plus large possible.
- $h_{12} = \frac{\tau_h}{\tau_e} \Big|_{\theta_m=0}$  représente le tracking en force, lors d'un contact, lorsque la position du maître est maintenue constante.
- $h_{22} = \frac{\theta_s}{\tau_e} \Big|_{\theta_m=0}$  est appelée l'admittance de contact à l'esclave. Pour une position du maître fixe, elle représente le mouvement de l'esclave en présence d'une force de contact. Elle aura pour effet de diminuer la raideur présentée à l'utilisateur par rapport à celle de l'environnement.

Les deux derniers termes sont exprimés dans la situation où la position du maître est maintenue constante. Cela n'est cependant pas facilement réalisable en pratique. Il a donc été proposé par (Aliaga et al., 2004) de définir un set de quatre critères de performance facilement identifiables par l'expérience et qui représentent également de manière complète le système de téléopération. Deux types d'expériences ont été identifiées comme facilement réalisables : le mouvement libre, lorsque  $\tau_e = 0$  et le contact d'un environnement infiniment rigide ( $k_e = \infty$ ) qui

impose  $\theta_s = 0$ . Les deux premiers termes de la matrice hybride présentés ci-dessus peuvent être utilisés pour définir le tracking en position, en mouvement libre (idéalement  $\rightarrow 1$ ),

$$X_T = \frac{\theta_s}{\theta_m} \Big|_{\tau_e=0} = h_{21} \quad (2.9)$$

et l'impédance minimum ressentie en mouvement libre (idéalement  $\rightarrow 0$ ),

$$Z_{min} = \frac{\tau_h}{\theta_m} \Big|_{\tau_e=0} = h_{11} \quad (2.10)$$

Pour le contact rigide, en considérant  $\theta_s = 0$  dans l'éq.(2.3), nous pouvons définir le tracking en force (idéalement  $\rightarrow 1$ ),

$$F_T = -\frac{\tau_e}{\tau_h} \Big|_{\theta_s=0} = -\frac{h_{21}}{h_{12}h_{21} - h_{11}h_{22}} \quad (2.11)$$

et l'impédance maximum transmissible à travers le système de téléopération (idéalement  $\rightarrow \infty$ ),

$$Z_{max} = \frac{\tau_h}{\theta_m} \Big|_{\theta_s=0} = \frac{h_{11}h_{22} - h_{12}h_{21}}{h_{22}} \quad (2.12)$$

Comme présenté dans (Aliaga et al., 2004), ces quatre critères permettent de retrouver les quatre termes de la matrice hybride  $H$  et constituent donc une description complète du système de téléopération. Ils seront utilisés dans la section suivante pour étudier les principaux schémas de contrôle.

Pour une raideur d'environnement  $Z_e(s)$  donnée, suivant les éq.(2.3) et (2.4), l'impédance transmise à l'opérateur  $Z_{th}(s)$  est donnée par,

$$Z_{th} = \frac{\tau_h}{\theta_m} = \frac{h_{11} + (h_{11}h_{22} - h_{12}h_{21})Z_e}{1 + h_{22}Z_e} \quad (2.13)$$

Le rapport  $Z_{th}/Z_e$  est utilisé par certains auteurs pour définir la transparence du système (idéalement  $\rightarrow 1$ )(Lawrence, 1993). Les termes d'impédance minimum  $Z_{min}$  et d'impédance maximum  $Z_{max}$  sont les valeurs extrêmes de  $Z_{th}$  respectivement avec  $Z_e = 0$  et  $Z_e = \infty$ .

Un autre critère régulièrement rencontré est le *dynamic range*, également appelé le *Z-width*, introduit par (Colgate and Brown, 1994), et défini par  $Z_{max}/Z_{min}$ . Il représente la gamme d'impédances que le système de téléopération haptique peut présenter à l'utilisateur. Plus il est grand, plus le système sera capable de présenter des sensations différentes et ainsi marquer clairement la transition entre le mouvement libre et le contact.

## 2.4 Méthodes de contrôle

Nous allons présenter dans cette section les principales méthodes de contrôle mises en oeuvre dans les systèmes de téléopération haptique. Elles sont habituellement classées par rapport au nombre et au type d'informations échangées entre le maître et l'esclave. Les stratégies les plus simples implémentent un échange de deux signaux (un dans chaque sens), basés sur les mesures de position et de force. Les stratégies plus avancées utilisent un nombre supérieur de canaux de communication pour permettre d'atteindre de meilleures performances.

### 2.4.1 Contrôle Force-Position (FP)

La méthode de contrôle *Force-Position*, également appelée *contrôle par impédance* ou en anglais *Direct Force Feedback*, est la méthode la plus naturelle à imaginer pour un retour de force. En effet, elle est basée sur la mesure de l'interaction entre l'esclave et l'environnement par un capteur de force. C'est la méthode la plus répandue en considérant également les applications de réalité virtuelle, dans lesquelles la force d'interaction est calculée par la simulation et renvoyée comme consigne vers le maître.

Un système de téléopération haptique basé sur la méthode Force-Position est illustré à la Figure 2.1 et le schéma de contrôle est fourni à la Figure 2.3-(a). La position de l'utilisateur  $\theta_m$  est mesurée par l'encodeur du maître et envoyée comme consigne vers l'esclave, à travers le canal de communication  $C_1$ . La différence avec la mesure de l'encodeur du robot  $\theta_s$  est alors injectée dans le contrôleur de position  $C_s$  pour calculer la commande motrice  $\tau_s$ . En même temps, l'interaction entre l'esclave et son environnement  $\tau_e$ , mesurée par le capteur de force, est renvoyée comme consigne vers le maître, à travers le canal de communication  $C_2$ , pour générer le retour d'effort  $\tau_m$ .

Les commandes des moteurs sont donc définies par,

$$\begin{aligned}\tau_m &= C_2 \tau_e \\ \tau_s &= C_s (C_1 \theta_m - \theta_s)\end{aligned}\tag{2.14}$$

avec  $C_s = (k_d^s s + k_p^s)$  la fonction de transfert du contrôleur de position de type proportionnel/dérivé. Par convention, les blocs  $C_1$  et  $C_2$  représentent respectivement le transfert de position du maître vers l'esclave et le transfert de force de l'esclave vers le maître. Ils modélisent les éventuels gains d'amplifications  $\alpha$  (position) et  $\beta$  (force)<sup>1</sup>, et les délais dans les communications  $\Delta_1$  et  $\Delta_2$ . La transformée de

1. Les amplifications sont utiles dans certaines applications comme la chirurgie ou la nano-manipulation pour laquelle les rapports de position et force peuvent facilement atteindre un facteur  $10^4$ .

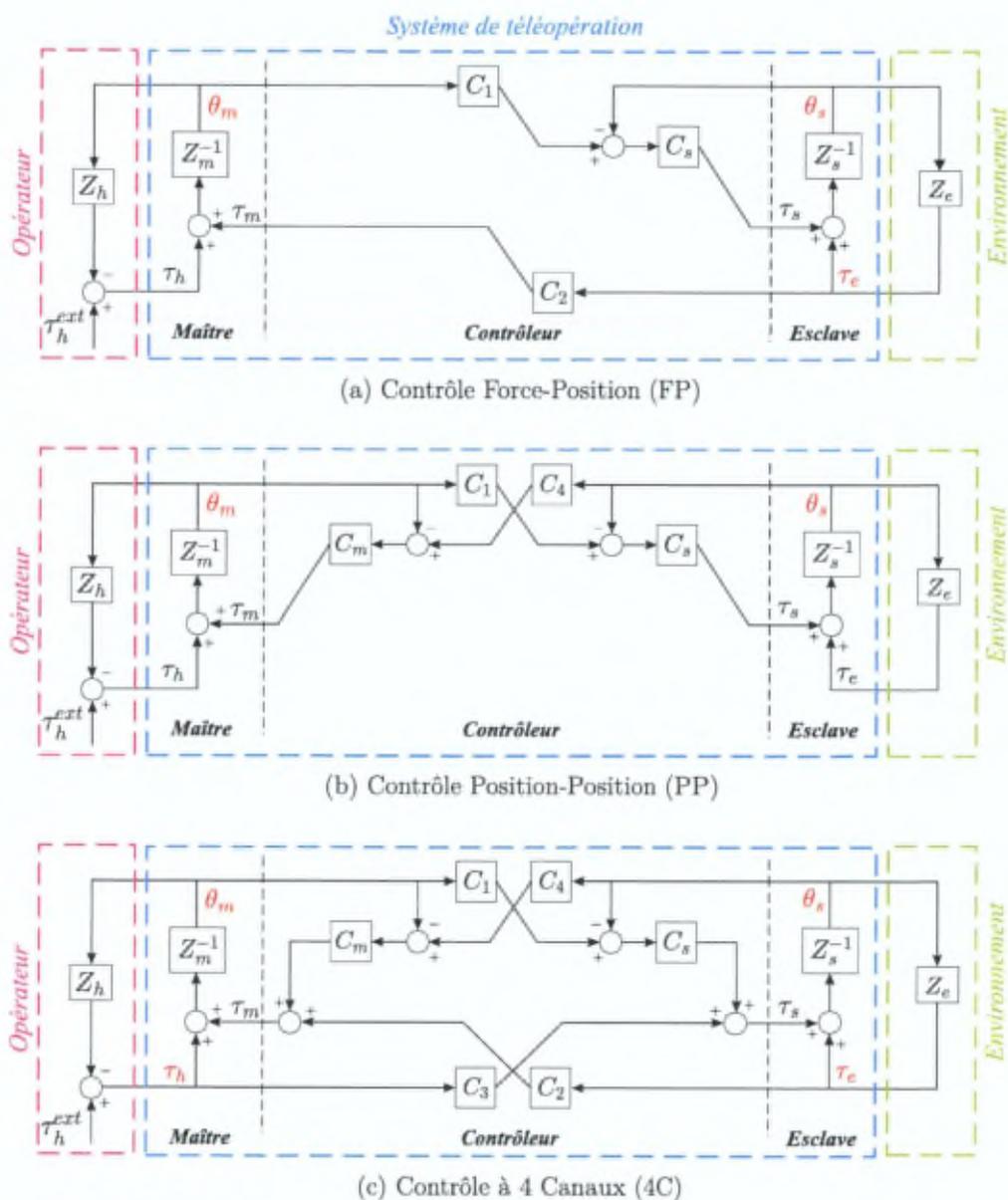


FIGURE 2.3 – Schémas blocs de contrôle pour les systèmes de téléopération maître/esclave : (a) Contrôle Force-Position, (b) Contrôle Position-Position, (c) Contrôle à 4 canaux. Les variables mesurées sont représentées en rouge.

Laplace d'un délai d'une durée  $\Delta$  est donnée par  $e^{-s\Delta}$ , ce qui permet d'écrire,

$$C_1 = \alpha e^{-s\Delta_1} \qquad C_2 = \beta e^{-s\Delta_2} \qquad (2.15)$$

La représentation hybride du système de téléopération est obtenue en remplaçant les commandes motrices de l'équation dynamique (2.2) par (2.14) et en réorganisant le système d'équation,

$$\begin{bmatrix} \tau_h \\ \theta_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_m & -C_2 \\ \frac{C_1 C_s}{Z_s + C_s} & \frac{1}{Z_s + C_s} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_m \\ \tau_e \end{bmatrix} \qquad (2.16)$$

Les quatre critères de performance, définis par les éq.(2.9) à (2.12), peuvent être analysés sur base des termes de la matrice hybride. L'impédance minimum ressentie en mouvement libre, est donnée par

$$Z_{min} = h_{11} = Z_m \qquad (2.17)$$

En mouvement libre ( $\tau_e = 0$ ), l'utilisateur ressent donc les effets dynamiques du maître (inerties, frictions,...). Les interfaces haptiques destinées à travailler avec cette loi de contrôle doivent donc être conçues de manière à minimiser les effets d'inerties et de frictions, pour ne pas trop perturber l'utilisateur.

Le tracking en position, en mouvement libre, est donné par (et dans le cas d'un gain d'amplification unitaire et sans délai),

$$X_T = h_{21} = \frac{C_1 C_s}{Z_s + C_s} \stackrel{c_1=1}{=} \frac{k_d^s s + k_p^s}{I_s s^2 + (b_s + k_d^s) s + k_p^s} \qquad (2.18)$$

Le diagramme de Bode de cette fonction de transfert est représenté à la Figure 2.4 pour différentes valeurs de gains du contrôleur  $C_s$ . Le tracking en position n'est assuré que sur une plage de fréquence limitée, en première approximation, par la fréquence naturelle  $\omega_n = \sqrt{k_p^s / I_s}$ . Pour un esclave donné, il faut donc augmenter le gain proportionnel  $k_p^s$  pour assurer que cette fréquence soit supérieure à la bande passante de l'homme (environ 10 Hz pour la main). Pour un gain  $k_p^s$  suffisamment élevé, nous pouvons faire l'hypothèse dans l'éq.(2.18) que  $C_s(s) \gg Z_s(s)$  pour les basses fréquences (typique de l'utilisation des interfaces haptiques) et donc  $X_T \approx 1$ .

L'augmentation du gain dérivé  $k_d^s$  permet de diminuer le pic de résonance s'il vient à être excité. Cela améliore également sensiblement la bande passante grâce à la diminution du roll-off.

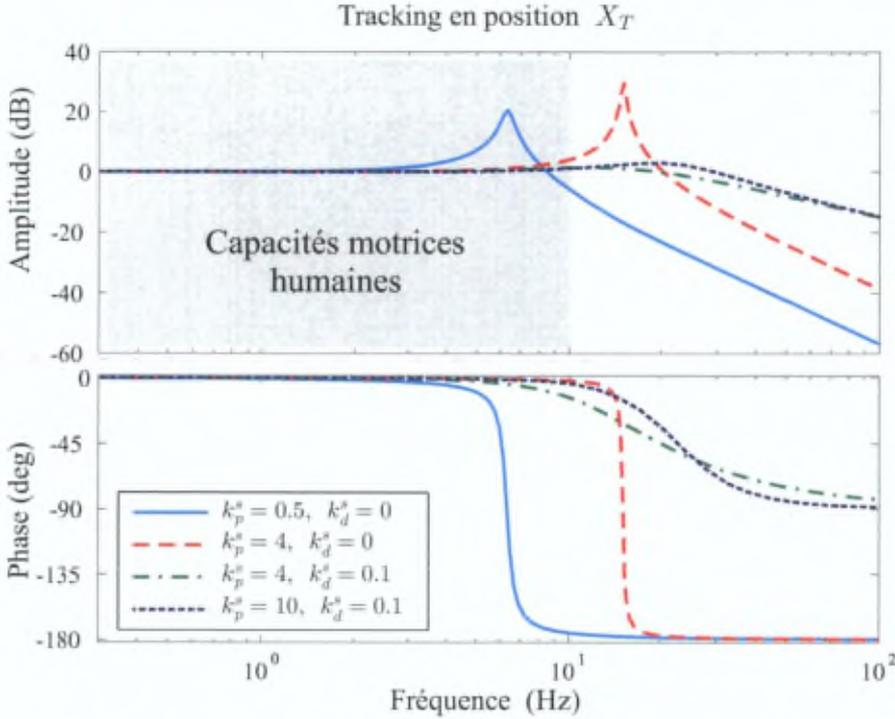


FIGURE 2.4 – Tracking en position  $X_T$  pour le contrôle Force-Position, pour différents gains du contrôleur de position  $C_s$  (Les paramètres mécaniques correspondent à ceux du setup 1 ddl présenté dans le chapitre 3).

Le tracking en force en contact est donné par,

$$F_T = \frac{-C_1 C_s}{Z_m + C_1 C_2 C_s} \stackrel{c_1=c_2=1}{=} \frac{k_d^s s + k_p^s}{I_m s^2 + (b_m + k_d^s) s + k_p^s} \quad (2.19)$$

Il présente une forme similaire au tracking en position, avec ici les caractéristiques dynamiques du maître et une fréquence naturelle  $\omega_n = \sqrt{k_p^s/I_m}$ . A basse fréquence, le gain du tracking en force est unitaire. L'augmentation du gain du contrôleur  $k_p^s$  augmentera la bande passante de la transmission de force et ainsi le contenu fréquentiel du signal. Cela permet de procurer de meilleures sensations de transitions. D'autre part, comme pour  $Z_{min}$ , une interface haptique avec une inertie plus faible sera plus avantageuse.

Pour une application avec amplification, pour garder un objectif de gain de tracking unitaire, les gains d'amplification de  $C_1$  et  $C_2$  doivent être pris en compte dans la définition de  $X_T$  et  $F_T$ .

L'impédance maximum transmissible à travers le système est donnée par,

$$Z_{max} = Z_m + C_1 C_2 C_s \stackrel{C_1=C_2=1}{=} I_m s^2 + (b_m + k_d^s) s + k_p^s \quad (2.20)$$

La raideur maximum présentable à l'utilisateur (sensation prépondérante lors d'un contact rigide) sera donc limitée par le gain du contrôleur de position  $k_p^s$ .

En résumé, pour obtenir de meilleures performances haptiques avec la méthode de contrôle Force-Position, il faut d'une part utiliser une interface haptique présentant des caractéristiques dynamiques faibles (inerties et friction); et d'autre part, il faut augmenter les gains du contrôleur de position de l'esclave. Cependant nous verrons à la section 2.5 que la recherche d'une meilleure performance est en contradiction avec la garantie de stabilité du système.

#### 2.4.2 Contrôle Position-Position (PP)

Des effets haptiques peuvent être obtenus sans recourir à l'utilisation d'un capteur de force. La méthode de contrôle *Position-Position* se base exclusivement sur l'échange des mesures de positions entre le maître et l'esclave. Le retour d'effort est alors créé sur base de l'erreur de position entre les deux entités. Historiquement, c'est la première méthode qui a été implémentée sur les systèmes de téléopération haptique.

Le schéma de contrôle de la méthode Position-Position est illustré à la Figure 2.3-(b). Par rapport à la stratégie Force-Position, le renvoi du signal de force de l'esclave vers le maître a été remplacé par le signal de position, à travers le canal de communication  $C_4$ . Chaque côté est contrôlé en position sur base des consignes échangées. Les commandes des moteurs sont définies par,

$$\begin{aligned} \tau_m &= C_m(C_4\theta_s - \theta_m) \\ \tau_s &= C_s(C_1\theta_m - \theta_s) \end{aligned} \quad (2.21)$$

avec  $C_m = (k_d^m s + k_p^m)$  et  $C_s = (k_d^s s + k_p^s)$  les contrôleurs de position proportionnel/dérivé du maître et de l'esclave. Sur base des équations dynamiques (2.2), la représentation hybride du système est alors fournie par,

$$\begin{bmatrix} \tau_h \\ \theta_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{(Z_m + C_m)(Z_s + C_s) - C_1 C_4 C_m C_s}{Z_s + C_s} & -\frac{C_4 C_m}{Z_s + C_s} \\ \frac{C_1 C_s}{Z_s + C_s} & \frac{1}{Z_s + C_s} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_m \\ \tau_e \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

Pour garder une cohérence entre l'envoi et la réception des signaux de position

par rapport au maître, nous considérons que le produit des gains d'amplification est unitaire ( $C_1 C_4 = 1$ ). Dans ce cas, les quatre critères de performances peuvent être calculés,

$$\begin{aligned} X_T &= \frac{C_1 C_s}{Z_s + C_s} & Z_{min} &= Z_m + \frac{Z_s C_m}{Z_s + C_s} \\ F_T &= \frac{C_1 C_s}{Z_m + C_m} & Z_{max} &= Z_m + C_m \end{aligned} \quad (2.23)$$

Le point faible de cette stratégie est la sensation ressentie par l'opérateur en mouvement libre, représentée par  $Z_{min}$ . A basse fréquence, avec un gain  $k_p^s$  tel que  $C_s \gg Z_s$ , nous pouvons écrire,

$$Z_{min} \approx Z_m + Z_s \frac{C_m}{C_s} \quad (2.24)$$

Si  $C_m = C_s$ , l'utilisateur ressentira donc en mouvement libre l'impédance du maître additionnée à celle de l'esclave. Augmenter le gain  $k_p^s$  dans  $C_s$  pour diminuer la contribution de  $Z_s$  se fera au prix d'une perte du tracking en force  $F_T$  dont le gain à basse fréquence est déterminé par le rapport des gains des contrôleurs (avec  $C_m \gg Z_m$ ). Cela aura pour effet concret que la force de l'esclave sur l'environnement sera supérieure à celle ressentie par l'utilisateur.

L'expression de l'impédance maximum  $Z_{max}$  ne dépend pas de  $C_s$  car en contact rigide, la consigne renvoyée vers le maître est constante et indépendante des gains de  $C_s$ . Le contrôleur de l'esclave aura cependant bien une influence sur la qualité de transmission de la raideur dans le cas  $k_e < \infty$ . Le tracking en position en mouvement libre  $X_T$  présente quant à lui le même comportement que pour la stratégie Force-Position.

En résumé, l'avantage principal de la méthode Position-Position est sa facilité d'implémentation au point de vue hardware. Les systèmes dépourvus de capteur de force, peuvent être utilisés pour créer des effets haptiques seulement sur base de leurs capteurs de position. Cette méthode présente également en pratique une meilleure stabilité que la stratégie Force-Position. Néanmoins, ces avantages sont au prix d'une dégradation des perceptions en mouvement libre.

### 2.4.3 Contrôle à 4 Canaux (4C)

#### 2.4.3.1 Schéma de base

Les deux méthodes de contrôle précédentes, Force-Position et Position-Position, sont des méthodes à deux canaux, avec l'échange de deux signaux entre le maître

et l'esclave. Nous avons mis en évidence les limites de performance de ces stratégies. Dans l'objectif de les améliorer, le schéma à 4 canaux a été proposé par (Lawrence, 1993). Il consiste à échanger simultanément les quatre informations de position et de force entre le maître et l'esclave. Cette implémentation nécessite donc un capteur de position et un capteur de force de chaque côté.

Le schéma de contrôle de la méthode 4 canaux est illustré à la Figure 2.3-(c). Nous pouvons mettre en évidence la présence des quatre canaux de communication  $C_1$  à  $C_4$ . De chaque côté, la commande des moteurs est obtenue par l'addition d'un contrôle en position et d'une commande en couple,

$$\begin{aligned}\tau_m &= C_m(C_4\theta_s - \theta_m) + C_2\tau_e \\ \tau_s &= C_s(C_1\theta_m - \theta_s) + C_3\tau_h\end{aligned}\quad (2.25)$$

La représentation hybride de l'équation dynamique du système est alors donnée par,

$$\begin{bmatrix} \tau_h \\ \theta_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{(Z_m + C_m)(Z_s + C_s) - C_1C_4C_mC_s}{Z_s + C_s + C_3C_4C_m} & -\frac{C_2(Z_s + C_s) + C_4C_m}{Z_s + C_s + C_3C_4C_m} \\ \frac{C_3(Z_m + C_m) + C_1C_s}{Z_s + C_s + C_3C_4C_m} & \frac{1 - C_2C_3}{Z_s + C_s + C_3C_4C_m} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_m \\ \tau_e \end{bmatrix}\quad (2.26)$$

Cette matrice d'immitance généralise celles des méthodes de contrôle présentées précédemment. Elle possède un grand nombre de paramètres. Afin d'analyser les critères de performance, nous faisons l'hypothèse d'un système maître/esclave identique avec des gains de communications unitaires ( $Z_m = Z_s$ ,  $C_m = C_s$  et  $C_i = 1$ ). Suivant la matrice hybride (2.26), les critères de performances (2.9) à (2.12) sont donnés par,

$$X_T = 1 \qquad Z_{min} = Z_m \quad (2.27)$$

$$F_T = 1 \qquad Z_{max} = \infty$$

Les tracking en position  $X_T$  et en force  $F_T$  ainsi que l'impédance maximum  $Z_{max}$  présentent un comportement idéal. Le seul défaut reste l'impédance en mouvement libre  $Z_{min}$  dont la valeur correspond à celle de la stratégie de base Force-Position [éq.(2.17)].

#### 2.4.3.2 Contrôle local en force hybride

Pour améliorer le critère d'impédance minimum  $Z_{min}$ , une première variante consiste à ajouter une rétroaction locale en force. Du côté du maître, la com-

mande (2.25) est remplacée par,

$$\tau_m = C_m(C_4\theta_s - \theta_m) + C_2\tau_e + k_f^m(C_2\tau_e + \tau_h) \quad (2.28)$$

avec  $k_f^m$  le gain proportionnel du contrôleur en couple. Le terme en feedforward  $C_2\tau_e$  est gardé pour assurer la transmission du signal lorsque  $\tau_h = -C_2\tau_e$ . Sans influence sur les autres critères, l'impédance minimum est maintenant donnée par,

$$Z_{min} = \frac{Z_m}{1 + k_f^m} \quad (2.29)$$

Pour un gain  $k_f^m$  positif, les effets dynamiques ressentis par l'utilisateur sont donc réduits. En pratique, le gain de rétroaction est limité par rapport à la stabilité. A l'inverse, un gain négatif peut être choisi pour augmenter la friction apparente, ce qui aura pour effet d'améliorer la stabilité (Hashtrudi-Zaad and Salcudean, 1999). Dans le schéma 4C, la rétroaction peut être mise en oeuvre de chaque côté du système de téléopération. Un exemple concret sera illustré dans le chapitre 3, mettant en évidence l'avantage de la rétroaction sur la qualité et la stabilité du retour d'effort.

Une autre variante pour réduire  $Z_{min}$  est l'utilisation d'une compensation par modèle en feedforward. Les commandes des moteurs sont alors définies par,

$$\begin{aligned} \tau_m &= C_m(C_4\theta_s - \theta_m) + C_2\tau_e + \hat{Z}_m\theta_m \\ \tau_s &= C_s(C_1\theta_m - \theta_s) + C_3\tau_h + \hat{Z}_s\theta_s \end{aligned} \quad (2.30)$$

avec  $\hat{Z}_m$  et  $\hat{Z}_s$  les modèles dynamiques du maître et de l'esclave. Avec une compensation parfaite ( $\hat{Z}_m = Z_m$  et  $\hat{Z}_s = Z_s$ ), cela permet théoriquement d'atteindre la transparence, avec les quatre critères de performance idéaux. Toutefois, pour compenser les effets d'inertie, cela nécessite de connaître les accélérations. Cette information est souvent obtenue par la dérivation successive des signaux d'encodeurs. Cela engendre une perte de qualité du signal (bruit numérique, déphasage) qui limite son utilisation en pratique. De plus, les faibles accélérations générées par l'utilisateur limitent l'importance du terme d'inertie. Pour ces raisons, la plupart du temps, seule la friction est prise en compte dans le modèle dynamique. La friction réelle d'une interface haptique peut être approchée par le modèle de Coulomb,

$$\hat{Z}_m(\dot{\theta}_m) = \tau_c \text{sign}(\dot{\theta}_m) + b_c \dot{\theta}_m \quad (2.31)$$

avec  $\tau_c$  la friction statique et  $b_c$  le coefficient visqueux estimé. L'avantage principal de cette méthode est de se baser exclusivement sur le signal de vitesse sans recourir à un capteur d'effort. Par contre ce modèle présente une discontinuité

à basse vitesse qui va provoquer une stiction lors d'un changement de sens du mouvement ou des oscillations lorsque le système est à l'arrêt.

Pour résoudre ce problème, l'idée proposée dans (Bernstein et al., 2005) est de combiner les deux méthodes dans un contrôleur hybride. La compensation (2.30) avec le modèle (2.31) est utilisée en mouvement car elle présente intrinsèquement un comportement plus stable (compensation en boucle ouverte). Par contre, lorsque la vitesse diminue, la rétroaction en couple (2.28) prend la relève pour éviter les problèmes de discontinuité du modèle. Pour assurer une transition continue entre la méthode par rétroaction et celle par modèle, leur sortie sont respectivement multipliées par le gain d'un filtre passe-bas et celui d'un filtre passe-haut du premier ordre basé sur le signal de vitesse. Cette solution offre également l'avantage de pouvoir augmenter le gain de rétroaction  $k_f^m$  car la plage de fréquence sur laquelle il est actif est restreinte (dû au roll-off du filtre passe-bas). La commande motrice du maître est au final donnée par,

$$\tau_m = C_m(C_4\theta_s - \theta_m) + C_2\tau_e + k_f^m(C_2\tau_e + \tau_h) \frac{\omega_a}{\omega_a + |\dot{\theta}_m|} + \hat{Z}_m(\dot{\theta}_m) \frac{|\dot{\theta}_m|}{\omega_b + |\dot{\theta}_m|} \quad (2.32)$$

avec  $\omega_a$  et  $\omega_b$  les bandes passantes des filtres de gains. Le contrôle local en force hybride peut également être implémenté avec la stratégie Force-Position si un capteur d'effort est présent sur le maître dans le cadre par exemple d'un système de réalité virtuelle (sans esclave).

#### 2.4.4 Contrôle par admittance

En présence d'un capteur de position et de force de chaque côté du système, une autre méthode que la 4C peut être implémentée pour réaliser la téléopération haptique. Dans le contrôle par *admittance*, les forces d'interaction  $\tau_h$  et  $\tau_e$  mesurées au maître et à l'esclave sont appliquées sur une entité virtuelle représentée par une inertie  $I_v$  et une viscosité  $b_v$  et définie par l'impédance  $Z_v(s) = (I_v s^2 + b_v s)$ . La position de l'entité virtuelle  $\theta_v$  est calculée numériquement et est envoyée comme consigne vers les contrôleurs de position du maître et de l'esclave. Le schéma de contrôle de la stratégie par admittance est représenté à la Figure 2.5. L'*HapticMaster* de la société *Moog FCS Robotics* est un exemple d'interface haptique qui utilise cette méthode pour des applications de réalité virtuelle ou de téléopération (der Linde R.Q. et al., 2002).

Les commandes des moteurs sont données par,

$$\begin{aligned} \tau_m &= C_m(C_4\theta_v - \theta_m) \\ \tau_s &= C_s(C_1\theta_v - \theta_s) \end{aligned} \quad (2.33)$$

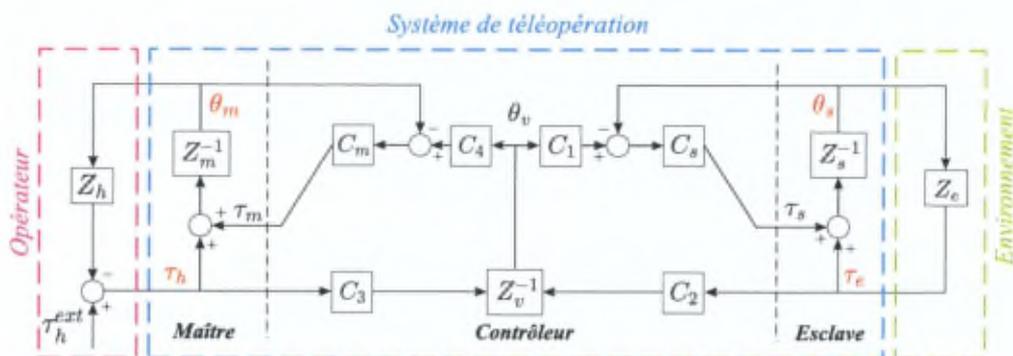


FIGURE 2.5 – Schéma bloc d'un système de téléopération maître/esclave en contrôle par admittance. Les variables mesurées sont représentées en rouge.

avec

$$\theta_v = \frac{(C_3\tau_h + C_2\tau_e)}{Z_v} \quad (2.34)$$

Nous pouvons alors écrire l'équation dynamique du système de téléopération avec le formalisme de la matrice d'immitance hybride,

$$\begin{bmatrix} \tau_h \\ \theta_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{Z_v(Z_m + C_m)}{Z_v + C_3C_4C_m} & -\frac{C_2C_4C_m}{Z_v + C_3C_4C_m} \\ \frac{C_1C_3C_s(Z_m + C_m)}{(Z_s + C_s)(Z_v + C_3C_4C_m)} & \frac{Z_v + C_3C_4C_m + C_1C_2C_s}{(Z_s + C_s)(Z_v + C_3C_4C_m)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta_m \\ \tau_e \end{bmatrix} \quad (2.35)$$

Pour étudier les critères de performances, nous faisons l'hypothèse d'un système maître/esclave identiques ( $Z_m = Z_s$  et  $C_m = C_s$ ) avec des gains d'amplification  $C_i$  unitaires. Suivant les définitions des critères (2.9) à (2.12), nous avons alors,

$$\begin{aligned} X_T = \frac{C_s}{Z_v + C_m} &\approx 1 & Z_{min} = \frac{Z_v(Z_m + C_m)}{Z_v + C_m} &\approx Z_v \\ F_T = \frac{C_s}{Z_v + C_s} &\approx 1 & Z_{max} = \frac{(Z_m + C_m)(Z_v + C_s)}{Z_v + C_m + C_s} &\approx \frac{C_m}{2} \end{aligned} \quad (2.36)$$

Les approximations correspondent au comportement à basse fréquence en faisant l'hypothèse que les gains des contrôleurs de position sont assez grands pour que  $C_m(s)$  et  $C_s(s) \gg Z_m(s)$ ,  $Z_s(s)$  et  $Z_v(s)$ .

L'atout principal de cette méthode de contrôle est l'impédance présentée à l'opérateur en mouvement libre  $Z_{min}$ . Pour des gains suffisants du contrôleur de position

du maître, à basse fréquence, l'utilisateur ressent la dynamique naturelle de l'entité virtuelle  $Z_v$  à la place de celle de l'interface haptique. Cette méthode est donc particulièrement adaptée aux interfaces haptiques présentant une grande inertie et de grandes frictions. De plus, par rapport à la méthode 4C, elle permet d'atteindre de très bons résultats sans recourir à un modèle dynamique, qui n'est pas toujours parfait, ou à un contrôle local en force dont le gain de rétroaction est limité. Les valeurs minimums de  $I_v$  et  $b_v$  seront limitées par la stabilité du système en mouvement libre.

Un point faible du contrôle par admittance est l'impédance maximum présentable lors d'un contact  $Z_{max}$  qui est divisée par deux par rapport à la stratégie Force-Position. Néanmoins, à l'instar du schéma Position-Position, la présence des deux contrôleurs de position au maître et à l'esclave permet d'utiliser des gains de contrôle plus élevés tout en garantissant la stabilité en contact. Nous verrons dans les expériences présentées au chapitre 3 qu'au final une plus grande raideur peut être atteinte que par rapport à la méthode Force-Position.

Une autre difficulté est l'implémentation du capteur de force. Un offset sur la mesure de force (dû, par exemple, à une erreur de calibration) provoque un drift de la position de la masse virtuelle. Pour éviter ce problème, une correction à très basse fréquence peut être mise en oeuvre pour faire tendre la moyenne du signal de force vers zéro (hors contact). D'autre part, au point de vue de la sécurité, il est également essentiel de contrôler correctement le démarrage du système. Une différence de position initiale entre la masse virtuelle et l'interface haptique, associée à des gains élevés des contrôleurs de position, peut engendrer des couples moteurs importants au démarrage, dangereux pour l'utilisateur.

## 2.5 Compromis stabilité-performances

Dans les sections précédentes, nous nous sommes focalisés sur les performances. Cependant, la stabilité du système est également essentielle pour garantir la qualité haptique et la sécurité. Cette section a pour objectif d'illustrer le compromis existant entre ces deux aspects dans le cadre du design des systèmes haptiques maître/esclave.

Le système de téléopération peut être considéré sous la forme d'une boucle de rétroaction entre l'entrée  $\tau_h$  et la sortie  $\theta_m$  du maître (Lawrence, 1993). Sous l'hypothèse de linéarité, nous pouvons alors étudier la stabilité de cette boucle par l'analyse de la position des pôles de la fonction de transfert correspondante. La stabilité sera influencée par les paramètres du système de téléopération mais aussi par les caractéristiques dynamiques de l'opérateur,  $Z_h$  du côté du maître,

et celles de l'environnement  $Z_e$ , du côté de l'esclave. Les paramètres représentant l'impédance de l'opérateur  $Z_h$  (2.5) sont susceptibles de varier de manière importante en fonction de la façon avec laquelle l'utilisateur interagit avec le maître. Nous pouvons mettre en avant une grande variabilité sur les valeurs numériques des paramètres proposés dans la littérature (Gil et al., 2004). Néanmoins, inconsciemment, l'utilisateur a une tendance à adapter naturellement son comportement pour tendre vers la stabilité. Dans un premier temps, afin de simplifier l'étude et de se focaliser sur les paramètres du système de téléopération, nous n'allons donc pas considérer l'influence de l'opérateur. Dans ce cas, nous pouvons définir la fonction de transfert de la boucle de rétroaction à partir des éq.(2.3) et (2.4),

$$\frac{\theta_m}{\tau_h} = G = \frac{1 + h_{22}Z_e}{h_{11}(1 + h_{22}Z_e) - h_{12}h_{21}Z_e} \quad (2.37)$$

L'étude des pôles de cette fonction de transfert permet théoriquement de déterminer la stabilité du système. Comme cas d'étude, nous allons considérer la situation d'un contact rigide ( $k_e = \infty$ ) avec la méthode de contrôle Force-Position. Le cas d'un environnement rigide permet de simplifier l'expression (2.37) tout en considérant une situation régulièrement rencontrée en pratique. En remplaçant les termes de la matrice hybride de la stratégie Force-Position (2.16) dans (2.37) et avec  $Z_e = \infty$ , nous avons,

$$G|_{Z_e=\infty} = \frac{h_{22}}{h_{11}h_{22} - h_{12}h_{21}} = \frac{1}{I_m s^2 + (b_m + C_1 C_2 k_d^s)s + C_1 C_2 k_p^s} \quad (2.38)$$

Le dénominateur de  $G$  constitue l'équation caractéristique en boucle fermée. Il s'agit d'une équation du second degré fournissant deux pôles conjugués dont les parties réelles doivent être négatives pour garantir la stabilité. Si tous les paramètres sont positifs, les racines sont toujours stables. Cependant, en pratique, il y a toujours un délai lors de l'échange des informations entre le maître et l'esclave, provenant de la transmission des informations, ou inhérent à l'échantillonnage des contrôleurs.

La transformée de Laplace d'un délai d'une durée  $\Delta$ , utilisée pour définir les canaux de communication dans l'éq.(2.15), peut être approchée par une série de Taylor d'ordre 1,

$$C_1 = \alpha e^{-s\Delta_1} = \alpha(1 - s\Delta_1) \quad C_2 = \beta e^{-s\Delta_2} = \beta(1 - s\Delta_2) \quad (2.39)$$

La Figure 2.6 représente le lieu des pôles de  $G$  en fonction du gain proportionnel  $k_p^s$  du contrôleur de position de l'esclave pour différents délais (en considérant les gains d'amplification  $\alpha$  et  $\beta$  unitaires). Les paramètres dynamiques correspondent

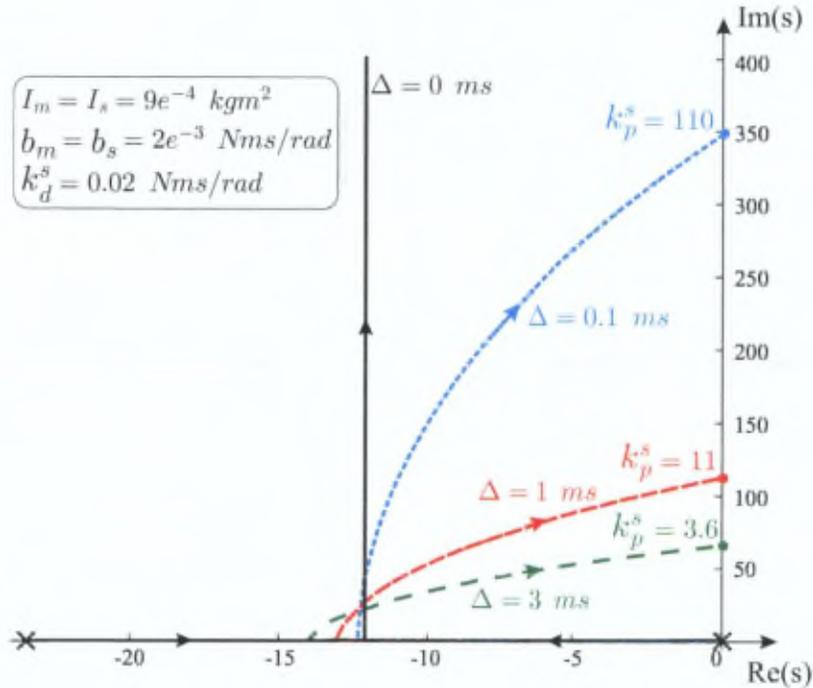


FIGURE 2.6 – Lieu des pôles de  $G$  en fonction de  $k_p^s$  [Nm/rad] pour différentes valeurs du délai  $\Delta = \Delta_1 = \Delta_2$ , avec  $Z_c = \infty$ . Le diagramme est symétrique par rapport à l'axe réel. En présence d'un délai, les pôles tendent à se rapprocher de l'axe imaginaire quand  $k_p^s$  augmente.

à ceux du setup 1 ddl étudié dans le chapitre 3. Nous pouvons observer que, pour un délai donné, l'augmentation du gain de position tend à rendre le système plus oscillant. Il existe pour chaque délai un gain maximum au delà duquel le système devient instable. Cette valeur est indiquée à la Fig. 2.6. Cependant, nous avons conclu, après l'analyse des performances de tracking en position  $X_T$  (2.18), en force  $F_T$  (2.19) et de l'impédance maximum  $Z_{max}$  (2.20) que l'augmentation du gain  $k_p^s$  favorisait ces critères. Cela met en évidence le compromis entre la stabilité et les performances des systèmes haptiques.

La même étude a été réalisée pour étudier l'influence du frottement visqueux du maître  $b_m$  et du gain dérivé du contrôleur de position  $k_d^s$  (Figure 2.7). Dans les deux cas, leur augmentation permet de rendre le système plus stable (déplacement vers la gauche du lieu des pôles) et d'augmenter la valeur limite de  $k_p^s$  pour un délai donné.

Une augmentation de  $b_m$  peut être obtenue soit mécaniquement, en ajoutant du

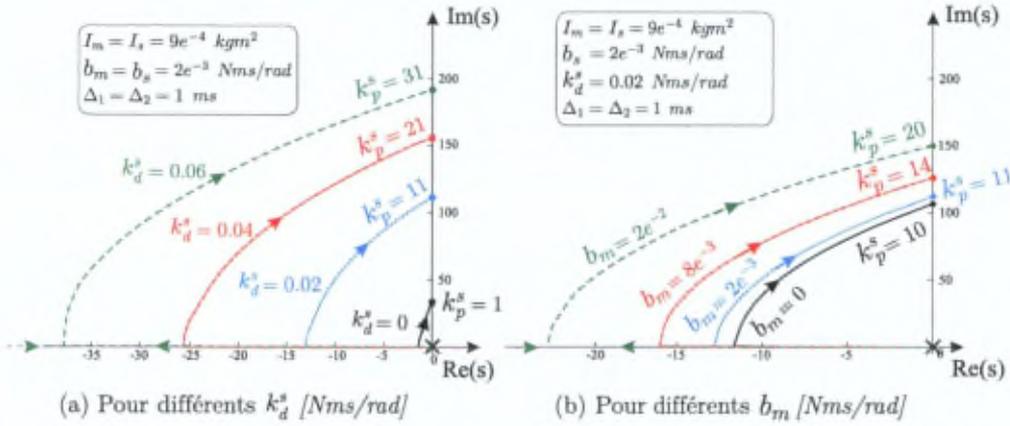


FIGURE 2.7 – Lieu des pôles de  $G$  en fonction de  $k_p^s$  [ $Nm/rad$ ] pour différentes valeurs d'amortissement du contrôleur  $k_d^s$  [ $Nms/rad$ ] (a) et du maître  $b_m$  [ $Nms/rad$ ] (b), avec  $Z_e = \infty$ .

frottement, soit de manière active par rétroaction sur la vitesse. Cela sera néanmoins pénalisant en terme de performance puisque elle participera directement à l'augmentation de  $Z_{min}$  (2.17). Cette étude théorique linéaire ne prend en compte que le frottement visqueux. En pratique, le frottement sec (ou frottement de Coulomb) joue un rôle plus important dans la friction du système et participera également à sa stabilisation (cf. chapitre 3).

Bien que cela ne soit pas représenté à la Figure 2.7, en théorie, à partir d'une certaine valeur de  $k_d^s$  l'effet s'inverse, c'est-à-dire que son augmentation induit une diminution du gain proportionnel  $k_p^s$  permis. Cet effet est dû à l'excitation de pôles à plus haute fréquence introduits par les délais. Il existe également une valeur maximale pour  $k_d^s$  ne permettant plus la stabilité du système. Cependant, en pratique, la limite sera d'abord atteinte à cause du bruit numérique introduit par la dérivée des signaux discrets des encodeurs. L'ordre de grandeur des gains dérivés illustrés à la Figure 2.7 correspond à celui des gains utilisés sur le setup réel.

Les valeurs limitent des gains du contrôleur de position peuvent être déterminées par l'application du critère de Routh-Hurwitz sur l'équation caractéristique (2.38),

$$k_p^s < \frac{b_m + \alpha\beta k_d^s}{\alpha\beta(\Delta_1 + \Delta_2)} \quad k_d^s < \frac{I_m}{\alpha\beta(\Delta_1 + \Delta_2)} \quad (2.40)$$

Ce résultat est analogue à celui développé dans le cas de systèmes haptiques virtuels (sans esclave)(Gil et al., 2007) et permet de retrouver les valeurs de  $k_p^s$  limites dans les Figures 2.6 et 2.7. L'expression de  $k_p^s$  permet de dire qu'un amortissement

est nécessaire pour obtenir la stabilité (par  $b_m$  ou  $k_d^s$ ). D'autre part, comme étudié dans (Daniel and McAree, 1998), le gain proportionnel limite peut être augmenté en considérant un produit  $\alpha\beta < 1$ . Cependant, cela aura pour effet de diminuer les performances haptiques par une perte du tracking en position ou en force et une diminution de l'impédance maximum transmissible.

Ce cas d'étude "simple" nous a permis de mettre en évidence le compromis entre la stabilité et la performance dans les systèmes de téléopération haptique. Cette étude théorique ne permet cependant pas d'estimer quantitativement les gains limites réels de stabilité. Les effets comme la friction sèche, la discrétisation ou les imperfections de la mesure de force (bruit, filtres), qui influencent la stabilité, ne sont pas pris en compte dans cette étude linéaire.

D'autres études de stabilité basées sur le même principe peuvent être effectuées pour analyser les différents schémas de contrôle, l'influence d'une raideur  $k_e$  finie, qui va faire intervenir les termes d'inertie  $I_m$  et  $I_s$  du maître et de l'esclave, ou l'influence de l'utilisateur. Dans ce dernier cas, nous pouvons modifier la boucle de rétroaction pour faire apparaître l'impédance  $Z_h$ . En utilisant comme entrée le couple  $\tau_h^{ext}$  et suivant les eq.(2.3) et (2.5),

$$\frac{\theta_m}{\tau_h^{ext}} = G^{ext} = \frac{1 + h_{22}Z_e}{(h_{11} + Z_h)(1 + h_{22}Z_e) - h_{12}h_{21}Z_e} \quad (2.41)$$

## 2.6 Conclusions

Dans ce chapitre nous avons introduit la notion de systèmes de téléopération ainsi que le formalisme mathématique permettant de les décrire. Nous avons défini un ensemble de quatre critères de performance permettant d'estimer la qualité de transparence du système,

- Le tracking en position en mouvement libre  $X_T = \frac{\theta_s}{\theta_m} \Big|_{\tau_e=0}$
- L'impédance minimum en mouvement libre  $Z_{min} = \frac{\tau_h}{\theta_m} \Big|_{\tau_e=0}$
- Le tracking en force en contact  $F_T = -\frac{\tau_e}{\tau_h} \Big|_{\theta_s=0}$
- L'impédance maximum en contact  $Z_{max} = \frac{\tau_h}{\theta_m} \Big|_{\theta_s=0}$

Une analyse de la stabilité, basée sur la méthode des pôles a également été proposée. Quatre stratégies de contrôle, couramment rencontrées en pratique ont été présentées et comparées par rapport aux critères de performance. Le tableau 2.1 résume les caractéristiques de chaque stratégie par rapport au nombre de canaux,

aux capteurs nécessaires, aux performances et à la stabilité.

Les méthodes Force-Position et Position-Position sont les plus simples à mettre en oeuvre, en termes de capteurs et de contrôle, pour réaliser une téléopération haptique. Elles n'échangent que deux signaux entre le maître et l'esclave. Cependant, elles ne permettent pas d'atteindre d'excellentes performances haptiques et elles nécessitent l'utilisation d'un hardware spécifique présentant de très bonnes caractéristiques en terme de friction et d'inertie.

L'utilisation des quatre canaux de communication, dans le contrôle 4C ou par admittance, demande plus de capteurs et rend la mise en oeuvre du contrôle plus compliquée. Par contre, cela permet d'atteindre théoriquement une transparence idéale. En pratique, l'avantage principal du contrôle 4C est la qualité de transmission de la raideur. Le contrôle par admittance permet quant à lui d'utiliser des interfaces haptiques avec une très forte dynamique sans connaissance de son modèle et sans contrôle local en force. Ces quatre stratégies seront testées dans le chapitre 3 sur un système maître/esclave à 1 ddl afin d'illustrer les aspects présentés.

| Stratégie             | Nb de canaux | Capteurs maître <sup>1</sup> | Capteurs esclave <sup>(1)</sup> | $X_T$ | $F_T$ | $Z_{min}$ | $Z_{max}$ | Stabilité |
|-----------------------|--------------|------------------------------|---------------------------------|-------|-------|-----------|-----------|-----------|
| Force-Position        | 2            | P                            | P+F                             | 0     | 0     | 0         | 0         | -         |
| Position-Position     | 2            | P                            | P                               | 0     | 0     | -         | 0         | +         |
| 4 Canaux <sup>2</sup> | 4            | P+F                          | P+F                             | ++    | +     | 0/+       | ++        | 0/+       |
| Admittance            | 4            | P+F                          | P+F                             | +     | +     | ++        | 0         | 0         |

TABLE 2.1 – Comparaison des différentes stratégies de contrôle par rapport au nombre de canaux, aux types de capteurs et aux performances haptiques. Nomenclature pour les critères de performance : "-" faible, "0" moyen, "+" bon, "++" très bon.

(1) P=capteur de position, F=capteur de force.

(2) Pour le contrôle 4C,  $Z_{min}$  et la stabilité présentent deux résultats en fonction de la présence ou non du contrôle local hybride qui améliore les caractéristiques.

## 2.7 Références

- I. Aliaga, A. Rubio, and E. Sanchez. Experimental quantitative comparison of different control architectures for master-slave teleoperation. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 12(1) :2-11, January 2004.
- N.L. Bernstein, D.A. Lawrence, and L.Y. Pao. Friction modeling and compensation for haptic interfaces. In *Proc. First IEEE Joint Eurohaptics Conference*

- and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, pages 290–295, Pisa, 2005.
- J. E. Colgate and J. M. Brown. Factors affecting the Z-width of a haptic display. In *Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation ICRA 94*, pages 3205–3210, May 8–13, 1994.
- R. W. Daniel and P.R. McAree. Fundamental limits of performance for force reflecting teleoperation. *The International Journal of Robotics Research*, 17 (8) :811–830, August 1998.
- Van der Linde R.Q., Lammertse P., Frederiksen E., and Ruiter B. The Haptic-Master, a new high-performance haptic interface. In *Proc. EuroHaptics 2002*, Edinburgh, UK, July 2002.
- J. J. Gil, A. Avello, A. Rubio, and J. Florez. Stability analysis of a 1 dof haptic interface using the Routh-Hurwitz criterion. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 12(4) :583–588, July 2004.
- J. J. Gil, E. Sanchez, T. Hulin, C. Preusche, and G. Hirzinger. Stability boundary for haptic rendering : Influence of damping and delay. In *Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation ICRA07*, pages 124–129, April 2007.
- B. Hannaford. A design framework for teleoperators with kinesthetic feedback. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 5(4) :426–434, August 1989.
- K. Hashtrudi-Zaad and S. Salcudean. On the use of local force feedback for transparent teleoperation. In *Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation ICRA 99*, pages 1863–1869, Detroit, Michiga, May 1999.
- D. A. Lawrence. Stability and transparency in bilateral teleoperation. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 9(5) :624–637, October 1993.
- Y. Yokokohji and T. Yoshikawa. Bilateral control of master-slave manipulators for ideal kinesthetic coupling-formulation and experiment. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 10(5) :605–620, Ocotber 1994.



## Chapitre 3

# Banc de test à 1 degré de liberté

### 3.1 Introduction

Le but final de ce travail est la réalisation d'une interface haptique exosquelette à plusieurs degrés de liberté. Compte tenu de la complexité technologique de ce développement, l'étude s'est d'abord focalisée sur un système haptique à 1 degré de liberté représentant un joint de l'exosquelette.

Les objectifs de cette étude préliminaire sont : la conception électromécanique d'un joint, la sélection de la technologie d'actionnement et la compréhension des méthodes de contrôle. Ce chapitre est consacré au développement et à la mise en oeuvre du banc de test utilisé pour cette étude préliminaire.

### 3.2 Design du banc de test

La Figure 3.1 représente les composants du système de téléopération maître/esclave utilisé comme banc de test. Il est constitué de deux interfaces hardware à 1 ddl identiques représentant le maître et l'esclave (Figure 3.2), autour d'une carte de contrôle de type DSP (DS1103 de dSpace). Celle-ci permet d'assurer les échanges d'information (capteurs et commandes) entre les deux côtés en fonction du type de contrôle haptique implémenté, ainsi que de simuler des contraintes, comme par exemple, la présence de délais dans les communications. Une interface PC, sous Control Desk (dSpace), permet d'interagir avec l'expérience.

#### 3.2.1 Design électromécanique

Le degré de liberté des interfaces maître et esclave a été choisi en rotation dans l'optique de pouvoir adapter ce design aux futurs joints de l'exosquelette, correspondant aux joints de rotation du bras. Une représentation de la réalisation est

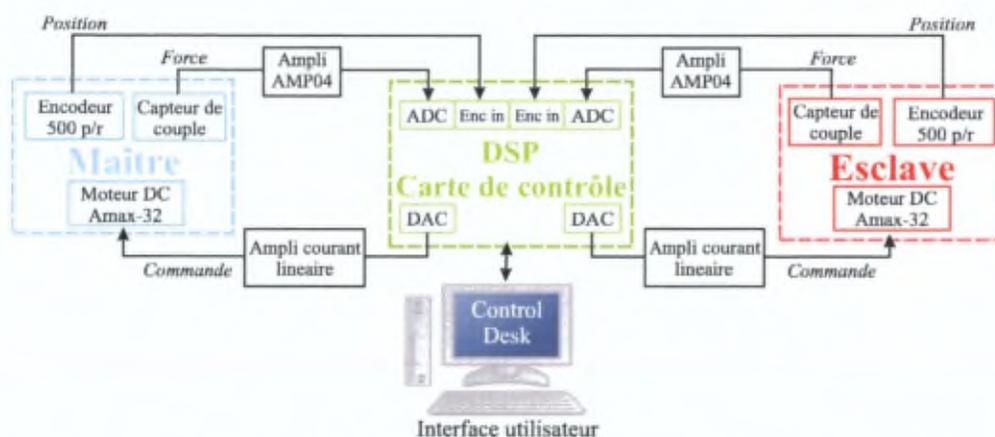


FIGURE 3.1 – Composants du banc de test à 1 ddl utilisé comme concept préliminaire à un joint de l'exosquelette.

fournie à la Figure 3.2 (identique pour le maître et l'esclave).

L'interface possède un actionneur au maître, pour générer le retour d'effort, et à l'esclave, pour commander sa position et interagir avec l'environnement. Dans le but de réaliser un premier système de "référence", la technologie d'actionnement correspond à celle la plus couramment rencontrée dans les interfaces haptiques comme sur le Phantom de la société Sensable (Guy et al., 1996) et le Delta d'Immersion (Grange et al., 2001). Elle est basée sur l'utilisation d'un moteur à courant continu (DC, type Maxon A-Max 32) associé à un cabestan (Figure 3.2). Ce dernier est un réducteur à câble, sans jeu et présentant un très faible niveau de friction, assurant ainsi une bonne transparence naturelle du système. Le coefficient de réduction est défini par le rapport entre le diamètre du cabestan et celui de l'enrouleur attaché à l'axe moteur. Dans ce design il correspond à une valeur de 10. Cela permet de générer un couple continu de  $0.5 Nm$ .

### 3.2.2 Capteurs

Pour pouvoir implémenter les lois de contrôle présentées dans le chapitre 2, deux types d'information doivent être mesurées : la position et le couple.

La position est mesurée par un encodeur incrémental (Maxon HEDL 5540, 500 pulses/rev.). Cette technologie a été sélectionnée pour sa facilité d'intégration avec le moteur DC (montage en usine) ainsi qu'avec la carte d'acquisition. Il est à noter que l'encodeur étant placé avant le réducteur, la résolution est amplifiée par le rapport de réduction.

Pour mesurer les forces d'interaction avec l'opérateur (au maître) ou l'environnement (à l'esclave), un capteur de couple, fabriqué dans le cadre de ce projet, est

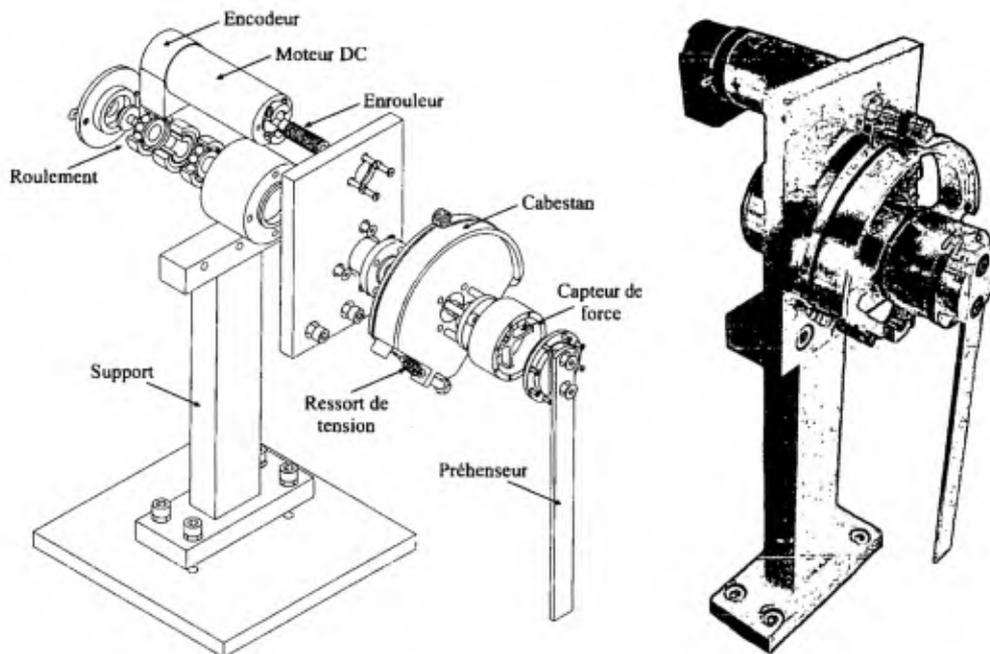


FIGURE 3.2 – Système électromécanique à 1 degré de liberté de rotation développé pour assurer le rôle de maître et d’esclave.

placé entre le cabestan et le préhenseur (Figure 3.3). Les efforts provoquent une flexion des lamelles, mesurée par des jauges de déformation. Quatre jauges (HBM, LG13-3/350 $\Omega$ ) sont montées en pont de Wheatstone dans une configuration *Full bridge* (Figure 3.4-(b)). Cela permet d’augmenter la sensibilité du capteur comparé à l’utilisation d’un nombre inférieur de jauges, tout en assurant une réjection des effets thermiques. La tension de sortie du pont est fournie par la relation :

$$E_0 = E_i G \epsilon \quad (3.1)$$

avec  $E_i$  la tension d’alimentation du pont (5 V),  $G$  le facteur de jauge (donnée caractéristique de la jauge elle-même) et  $\epsilon$  la déformation. Pour un couple donné, celle-ci est fonction du placement des jauges ainsi que de la dimension des lamelles, par sa longueur  $L$  et son moment quadratique ( $bh^3/12$ ). Pour une longueur fixée, l’épaisseur  $h$  est donc un facteur prépondérant. Ces différents paramètres ont été déterminés sur base d’une étude par éléments finis afin d’obtenir la meilleure sensibilité tout en assurant la tenue mécanique du capteur pour les couples prévus (Figure 3.4). Un amplificateur d’instrumentation, basé sur la puce AMP04 est utilisé pour augmenter le niveau de tension de sortie du pont, pour pouvoir être

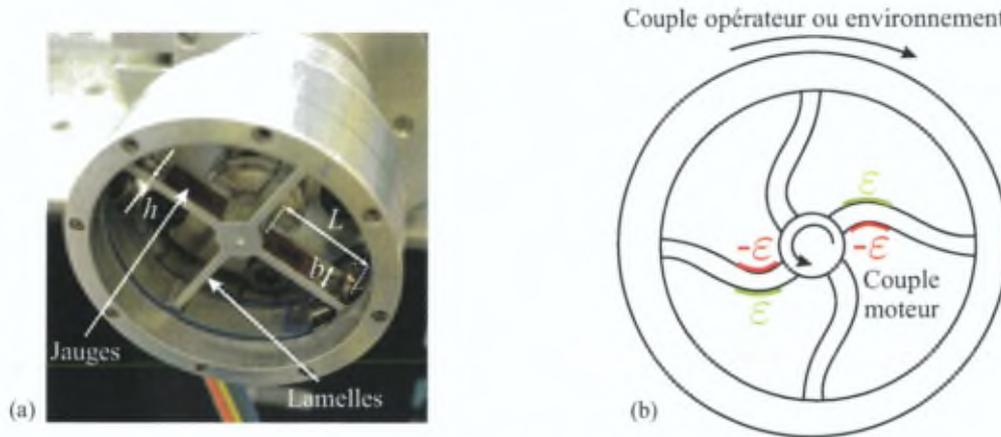


FIGURE 3.3 – Capteur de couple utilisé pour mesurer les efforts d’interaction avec l’opérateur ou l’environnement. (a) Réalisation ( $L = 13 \text{ mm}$ ,  $b = 6 \text{ mm}$ ,  $h = 1,4 \text{ mm}$ ) - (b) Vue schématique de la déformation sous l’action des efforts.

traitée par la carte d’acquisition. Un filtre passe-bas antirepliement est également introduit avant l’échantillonnage.

### 3.2.3 Carte de Contrôle

La carte de contrôle est implémentée par une DSP (DS1003 de dSpace) et programmée par l’intermédiaire de MATLAB Simulink. Elle possède deux rôles principaux. D’une part elle enregistre les valeurs des capteurs de position et de force, à travers une interface encodeur et un convertisseur analogique/numérique (ADC, 16 bits). D’autre part, elle implémente un contrôleur haptique qui calcule la commande pour chaque côté du système (convertisseur numérique/analogique DAC, 14 bits). L’implémentation de ce contrôleur est similaire pour le maître et l’esclave et est illustrée à la Figure 3.5. Il possède deux composantes, l’une pour le contrôle en position et l’autre pour le contrôle en force. En fonction de la stratégie implémentée (contrôle Force-Position, Position-Position, 4C ou admittance) l’une des deux composantes ou les deux peuvent être utilisées de chaque côté.

Le contrôle en position implémente un proportionnel/dérivé sur l’erreur entre la position mesurée du système contrôlé  $\theta_{mes}$  et la position de référence  $\theta_{ref}$ , qui correspond à la position de l’autre entité à travers un éventuel délai. L’utilisation d’une fréquence de contrôle élevée (ex :  $1 \text{ kHz}$ ) limite, à basse vitesse, la résolution du terme dérivé qui est estimé sur base de la différence de pulses d’encodeur entre deux steps de contrôle. Cela se traduit par un bruit numérique limitant la valeur

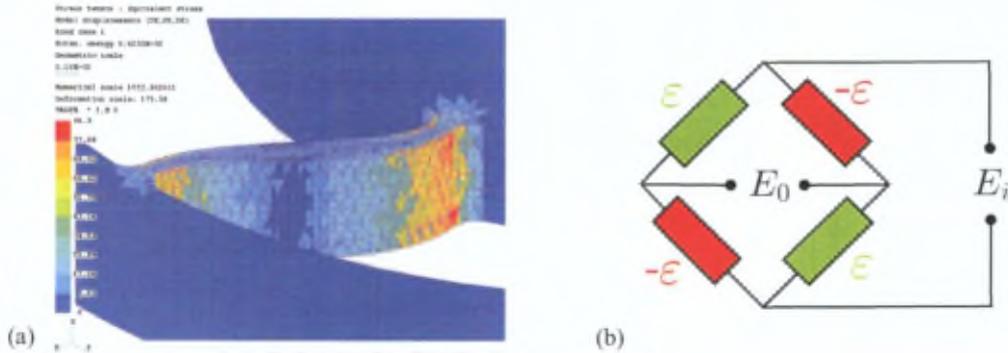


FIGURE 3.4 - (a) Etude par éléments finis du capteur de couple pour déterminer la dimension des lamelles ainsi que la position des jauges - (b) Montage des jauges de déformation en pont de Wheatstone (*Full bridge*).

du gain dérivé  $k_d$ . Une manière de diminuer cet effet consiste à introduire un filtre passe bas (Åström and Hagglund, 2000). La sortie du contrôleur de position est alors donnée par,

$$\tau_p = \left(k_p + \frac{k_d s}{1 + sT_0}\right)e_p \quad (3.2)$$

avec  $k_p$  et  $k_d$  les gains proportionnel et dérivé du contrôleur de position,  $e_p$  l'erreur de position et  $T_0$  la constante de temps du filtre passe bas. Pour l'implémentation digitale, la discrétisation a été réalisée par l'approximation de Tustin qui, pour un échantillonnage de période  $T_s$ , fournit la relation,

$$\tau_d(n) = \frac{2T_0 - T_s}{2T_0 + T_s}\tau_d(n-1) - \frac{2k_d}{2T_0 + T_s}e(n) \quad (3.3)$$

$$\tau_p(n) = k_p e_p(n) + \tau_d(n) \quad (3.4)$$

Sur le setup, la constante de temps du filtre a été définie par  $T_0 = 5T_s$ , permettant une utilisation correcte du terme dérivé. Une valeur trop importante peut engendrer des problèmes de stabilité à cause du déphasage introduit par le filtre. D'autres méthodes pour estimer la vitesse, basées sur l'utilisation de moyennes glissantes peuvent également être considérées (Janabi-Sharifi et al., 2000).

Le contrôleur de force implémente au choix une commande en boucle ouverte, avec le couple de référence directement utilisé comme commande, ou le contrôle local hybride présenté à la section 2.4.3.

Dans le cas spécifique du contrôle par admittance, le contrôleur calcule également la position de la masse virtuelle utilisée dans cette stratégie (section 2.4.4). Le résultat est alors utilisé comme consigne  $\theta_{ref}$  par les deux contrôleurs de position

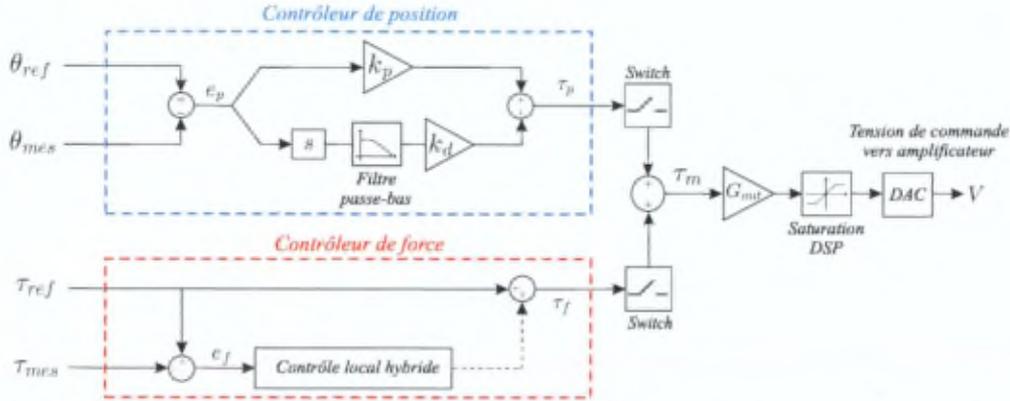


FIGURE 3.5 – Schéma du contrôleur haptique implémenté au maître et à l'esclave. En fonction de la stratégie sélectionnée, l'un des deux ou les deux sous-contrôleurs (position et force) sont utilisés.

maître et esclave.

La commande finale  $\tau_m$  [ $Nm$ ] (ou  $\tau_s$  pour l'esclave), obtenue par l'addition des deux composantes de position et de force, est convertie en tension pour commander un amplificateur linéaire de courant. Dans le cas des moteurs DC, il existe une relation directe entre le courant et le couple généré par le moteur. Pour une application en retour d'effort, cette méthode est donc préférée à la commande en tension. L'amplificateur possède une boucle de contrôle interne permettant de réguler le niveau de courant dans le circuit ( $G_{ampli} = 215 \text{ mA/V}$ ), en compensant les effets de la force électromotrice induite générée par le moteur. Le gain de conversion  $G_{out}$  assure que l'actionneur produise au final le couple souhaité. Il dépend des différents gains du système,

$$G_{out} = \frac{1}{G_{DSP} \cdot G_{ampli} \cdot K_T \cdot G_R} \quad (3.5)$$

avec le gain interne de sortie de la DSP  $G_{DSP} = 10$ , la constante de couple du moteur  $K_T = 40 \text{ mNm/A}$  et le facteur de réduction du cabestan  $G_R = 10$ . Une saturation empêche la commande de dépasser la capacité de courant de l'amplificateur ( $\pm 2 \text{ A}$ ).

La fréquence d'échantillonnage est fixée à  $1 \text{ kHz}$ , qui est une valeur habituelle pour le contrôle des interfaces haptiques. Plus cette fréquence est élevée, plus le délai entre deux commandes successives est faible. Comme illustré à la section 2.5, relative au compromis stabilité-performance, cela permet d'utiliser des gains

de contrôle plus élevés et ainsi de reproduire de manière stable de plus grandes raideurs. Cette valeur est un bon compromis entre la stabilité de contact et le temps nécessaire aux calculs des commandes.

### 3.3 Modèle et simulation du banc de test

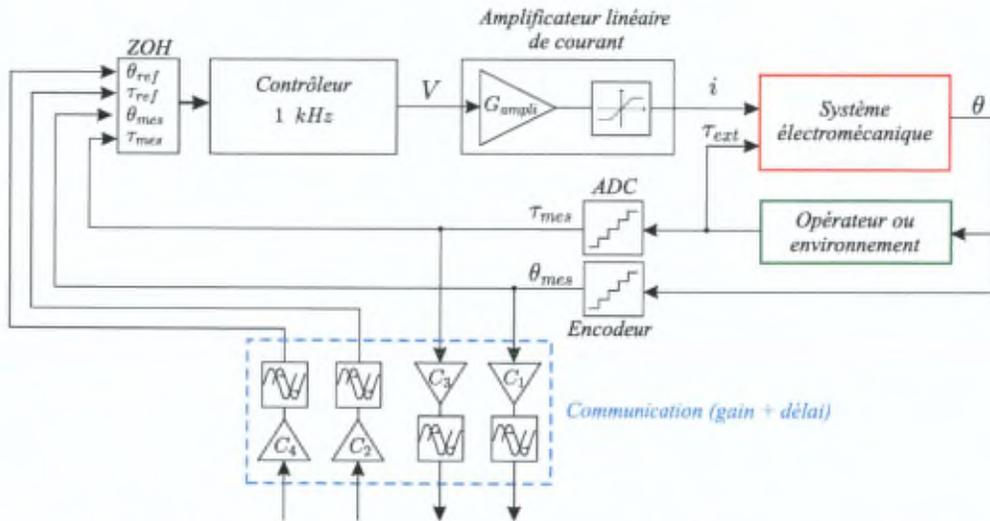
En parallèle de la réalisation physique du banc de test, un simulateur par blocs, basés sur les modèles physiques des composants, a été développé dans l'environnement MATLAB Simulink. Son rôle est de permettre une meilleure compréhension des comportements du système haptique grâce à un accès aisé à l'ensemble des variables et à la possibilité d'analyser l'influence de la modification des paramètres hardware du système. Cette simulation permet également de prendre en compte les caractéristiques non-linéaires comme les frottements secs, la discrétisation ou la quantification. Ces phénomènes sont difficilement analysables par l'étude linéaire présentée dans le chapitre 2. Dans le cas d'un maître relié à une réalité virtuelle, leurs effets sur la stabilité ont été analysés par une approche énergétique dans (Diolaiti et al., 2006).

Le modèle utilisé pour la simulation est représenté à la Figure 3.6. Le maître et l'esclave étant identiques, ils sont tous les deux représentés par le même schéma (Figure 3.6-(a)). Seule l'interaction externe est différente, avec l'opérateur pour le maître et l'environnement pour l'esclave. Les deux côtés interagissent à travers le bloc de communication qui modélise les gains d'amplification et les délais éventuels. Les signaux mesurés et discrétisés sont envoyés comme référence de l'autre côté.

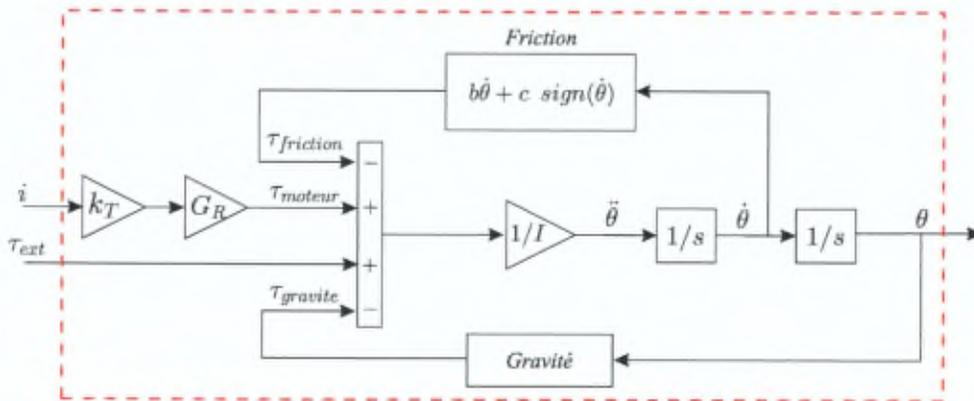
Le système électromécanique est représenté par son inertie en rotation  $I$  et les différents couples appliqués (Figure 3.6-(b)) :

- $\tau_{moteur}$ , le couple moteur, est directement proportionnel au courant généré par l'amplificateur à travers la constante de couple  $K_T$  et le facteur de réduction du cabestan  $G_R$ .
- $\tau_{ext}$ , est produit par l'opérateur ou l'environnement.
- $\tau_{friction}$ , représente la friction, estimée sur base d'un modèle de Coulomb fonction de la vitesse de rotation (viscosité  $b$  [ $Nms/rad$ ] et frottement sec  $c$  [ $Nm$ ]).
- $\tau_{gravite}$  représente le poids du système mécanique, fonction de sa position.

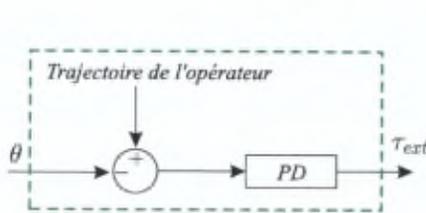
L'ensemble de ces contributions divisé par l'inertie totale  $I$  (inertie de la structure mécanique et celle du rotor) fournit l'accélération du système et par intégration



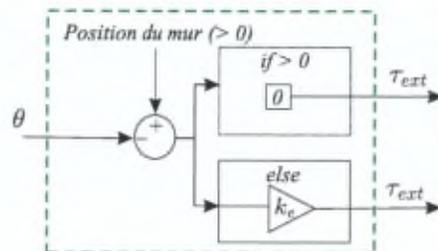
(a) Schéma bloc général simulant le maître (avec opérateur) ou le l'esclave (avec environnement)



(b) Simulation du système électromécanique



(c) Simulation de l'opérateur



(d) Simulation de l'environnement

FIGURE 3.6 – Schéma du simulateur du système maître/esclave haptique.

sa vitesse et sa position.

L'objectif du bloc *opérateur* est de fournir un couple d'entrée dans le système, pour générer le mouvement et la réaction de contact si nécessaire. Deux variantes ont été envisagées. La première consiste à injecter directement un signal de couple défini dans le temps (step, rampe,...). La deuxième solution, représentée à la Figure 3.6-(c), calcule le couple permettant de suivre une trajectoire souhaitée en utilisant un contrôle proportionnel/dérivé. L'avantage de cette méthode est de se rapprocher du comportement réel de l'utilisateur. En pratique, il essaye d'atteindre un objectif de position en recherchant le contact de l'obstacle. Cela permet ainsi de simuler le même genre d'opération que dans la réalité (section 3.4). Ce bloc fait intervenir les caractéristiques de l'opérateur à travers les gains du contrôleur proportionnel/dérivé. Cependant, d'une part, elles ne sont pas clairement identifiées et d'autre part elles peuvent varier en fonction de la situation. Une étude par rapport à la stabilité, qui est influencée par la présence de l'opérateur, ne sera donc pas pertinente quantitativement avec cette approche.

Au niveau de l'esclave, le couple extérieur est généré par le bloc *environnement*. Lorsque l'esclave entre en contact, il représente un mur de raideur  $k_e$ . Contrairement au modèle linéaire, cette approche permet de simuler la discontinuité de la raideur de l'environnement entre le mouvement libre et le contact.

L'ensemble du système est simulé à une fréquence de 10  $kHz$ , permettant plusieurs itérations entre deux calculs du contrôleur haptique qui tourne à 1  $kHz$ . Le transfert des signaux entre les deux fréquences est assuré par la présence du *zero order hold (ZOH)*. Le contrôleur utilisé dans la simulation est identique à celui du setup réel.

Les différents paramètres de la simulation ont été déterminés sur base des données techniques des composants (constante de couple du moteur, inertie rotorique, gain de l'amplificateur,...), d'un modèle CAO de la structure mécanique (inertie, centre de masse,...), et par comparaison avec des résultats expérimentaux (coefficients de frottement  $b$  et  $c$ ). Le simulateur a été validé par une expérience de contrôle en position mettant en oeuvre l'ensemble des blocs du système haptique, excepté le canal de communication. La Figure 3.7 représente l'expérience et la simulation d'un step de position pour deux sets de gains du contrôleur (discret). Nous pouvons mettre en évidence une bonne similitude entre les deux approches. Pour un faible gain proportionnel, l'erreur finale par rapport à la consigne s'explique principalement par la présence de friction sèche dans le système ainsi que par l'action de la gravité.

Les paramètres représentant l'opérateur ont été déterminés empiriquement de telle

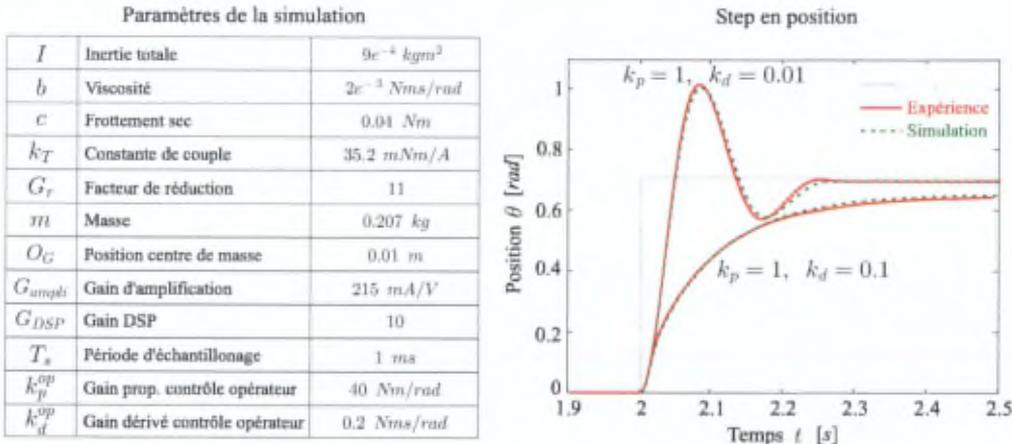


FIGURE 3.7 – Résumé des différents paramètres de la simulation et validation du système contrôlé en position. Les réponses à un signal de référence en step ( $0.7 \text{ rad}$ ), par l'expérience et par la simulation, sont comparées pour deux set de gains du contrôleur.

manière à obtenir le comportement souhaité.

### 3.4 Résultats expérimentaux

Les différents schémas de contrôle présentés dans le chapitre 2 ont été testés et comparés sur le setup expérimental ainsi que dans la simulation. Pour pouvoir utiliser les critères de performance définis dans le chapitre 2, à savoir le tracking en position  $X_T$  et l'impédance  $Z_{\min}$  en mouvement libre ainsi que le tracking en force  $F_T$  et l'impédance  $Z_{\max}$  en contact rigide, le test consiste à la mise en mouvement du système, par l'opérateur, suivi par le contact d'une surface rigide avec l'esclave (plaque métallique). Pour chacun des tests illustrés, les paramètres sélectionnés, comme les gains des contrôleurs, correspondent au meilleur compromis obtenu entre les performances et la stabilité.

Les tests réels ont été effectués avec la présence d'un délai de  $1 \text{ ms}$  dans les échanges de communication pour représenter un système maître/esclave séparés qui n'utilisent pas la même carte de contrôle et qui nécessitent donc au moins une itération pour échanger leurs mesures.

En pratique, la raideur maximum d'environnement  $k_e$  qui peut être mesurée au niveau de l'esclave est limitée par celle du système mécanique (capteur de couple et câble du cabestan). Cette raideur a été estimée à  $100 \text{ Nm/rad}$ . Cette valeur est utilisée dans la simulation pour représenter le contact rigide.

Pour se rapprocher du mouvement réel de l'opérateur, la trajectoire de référence

dans la simulation est en "dents de scie" avec des transitions paraboliques pour éviter les discontinuités de vitesse. Lors d'un contact, celui-ci est maintenu pendant 1,5s.

### 3.4.1 Contrôle Force-Position

La Figure 3.8 présente les résultats de tracking en position et force obtenus avec la stratégie de contrôle Force-Position. En mouvement libre (bandes blanches), il y a un bon suivi entre la position du maître et celle de l'esclave (zone 1). La fréquence du mouvement de l'opérateur est bien en dessous de la bande passante du contrôleur [éq.(2.18)]. Par rapport à la force, l'opérateur ressent la dynamique naturelle de l'interface maître, et principalement les frictions (zone 2)[éq.(2.17)]. En contact (bandes grisées), l'erreur de position (zone 3) met en évidence la limite de raideur que l'utilisateur peut ressentir. Elle est fixée par le gain  $k_p^s$  du contrôleur de position [éq.(2.20)]. Cet effet est également illustré à la Figure 3.9 qui compare les impédances transmises, en mouvement libre et en contact, entre les différents schémas de contrôle et par rapport à la raideur de l'environnement. Le résultat pour le contrôle Force-Position est donné en gris, comme référence.

Théoriquement, le contrôle Force-Position assure, à basse fréquence, le tracking en force en contact [éq.(2.19)]. Cependant, nous pouvons mettre en évidence une erreur, confirmée par la simulation (zone 4). Cette erreur s'explique par la présence de friction sèche dans le système, dont l'effet vient s'ajouter à la commande en couple au maître. Une seconde simulation, qui présente un niveau plus faible de friction sèche ( $c = 0.01$ ), confirme la diminution de l'erreur de tracking.

Pour l'utilisation de ce contrôleur, que cela soit en mouvement libre ou en contact, il est donc primordial, lors du design de l'interface haptique, de limiter la présence de friction.

La mise en oeuvre du contrôleur local hybride au maître permet de diminuer ces effets. La Figure 3.10 compare le tracking en force avec ou sans contrôle hybride. Un meilleur comportement est obtenu, que cela soit en mouvement libre ou en contact, avec ce nouveau contrôleur. Cette variante nécessite néanmoins la présence d'un capteur d'effort au maître et aura également comme effet de diminuer la marge de stabilité, limitant ainsi les gains du contrôleur de position à l'esclave et donc l'impédance maximum transmissible.

### 3.4.2 Contrôle Position-Position

L'avantage principal de la méthode Position-Position est de ne pas utiliser de capteur d'effort, mais exclusivement les capteurs de position, largement plus répandus dans les systèmes mécatroniques. La Figure 3.11 illustre les résultats obtenus pour cette méthode. En mouvement libre, bien que le tracking en position soit

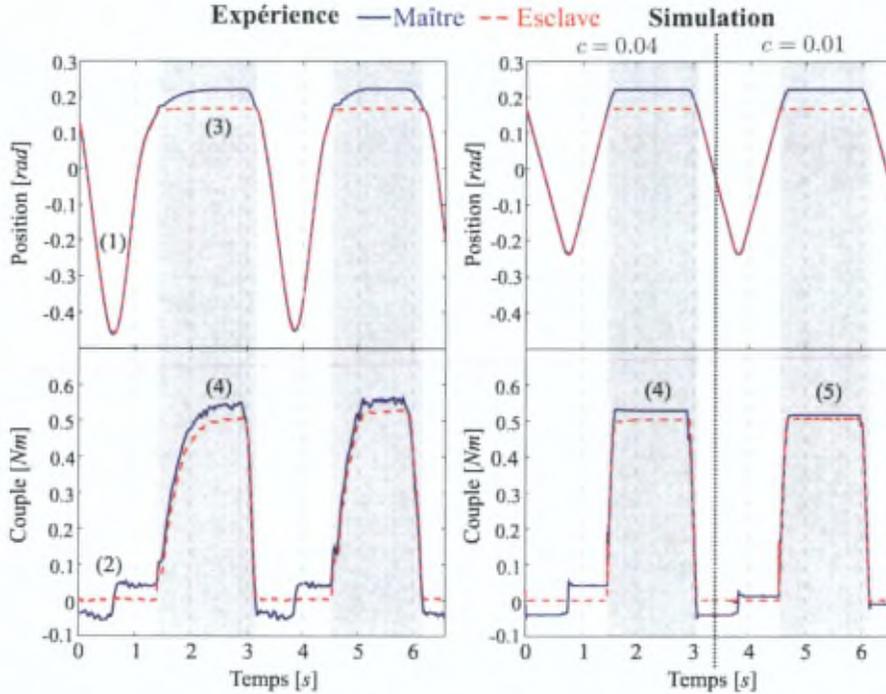


FIGURE 3.8 – Test en contrôle par Force-Position, évolution des positions et forces du maître et de l’esclave, par expérience et en simulation. Paramètres :  $k_p^s = 11$ ,  $k_d^s = 0.05$ . Les bandes blanches correspondent au mouvement libre, les grisées au contact. Pour la simulation, le paramètre  $c$  est le frottement sec dans le modèle de friction.

toujours bon, les forces ressenties par l’opérateur sont largement supérieures à celles présentes avec le contrôle Force-Position. Suivant l’éq.(2.24), l’impédance  $Z_{min}$  présentée à l’utilisateur est en effet l’addition de celles du maître et de l’esclave (Figure 3.9-(a), zone 1). En pratique, un autre effet vient s’ajouter à ces contributions : la présence de délais retarde la communication des consignes qui va empêcher un suivi direct entre le maître et l’esclave. Cela se traduit par une force, semblable à la friction, qui empêche le mouvement. Bien que l’effet soit plus marqué sur le setup réel, une seconde expérience de simulation illustre l’effet de l’augmentation du délai (3 ms) sur les efforts à appliquer pour bouger le système (Figure 3.11, zone 3).

La présence d’une plus grande friction permet néanmoins d’utiliser des gains supérieurs dans les contrôleurs de position et ainsi d’augmenter, suivant l’éq.(2.23), la raideur qui peut être transmise, de manière stable, à l’utilisateur (Figure 3.9-(a), zone 2).

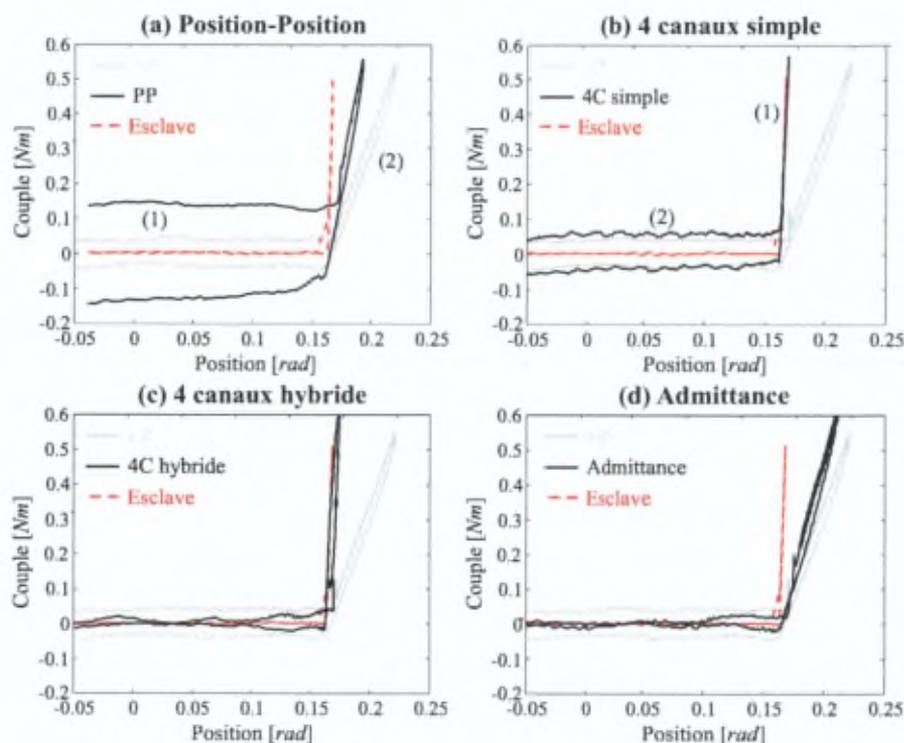


FIGURE 3.9 – Comparaison des impédances ressenties entre les différentes méthodes de contrôle étudiées (en mouvement libre et en contact rigide).

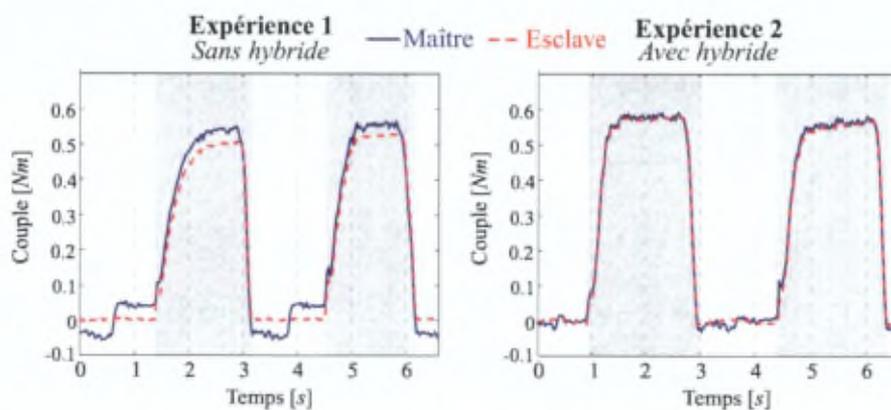


FIGURE 3.10 – Test en contrôle Force-Position avec contrôle local hybride au maître pour améliorer les performances de tracking en force  $F_T$ . Paramètres du contrôleur local hybride :  $\omega_a = 0.6$ ,  $\omega_b = 0.1$ ,  $\tau_c = 0.05$ ,  $b_c = 0.01$ ,  $K_f^n = 1.6$  (boucle fermée)

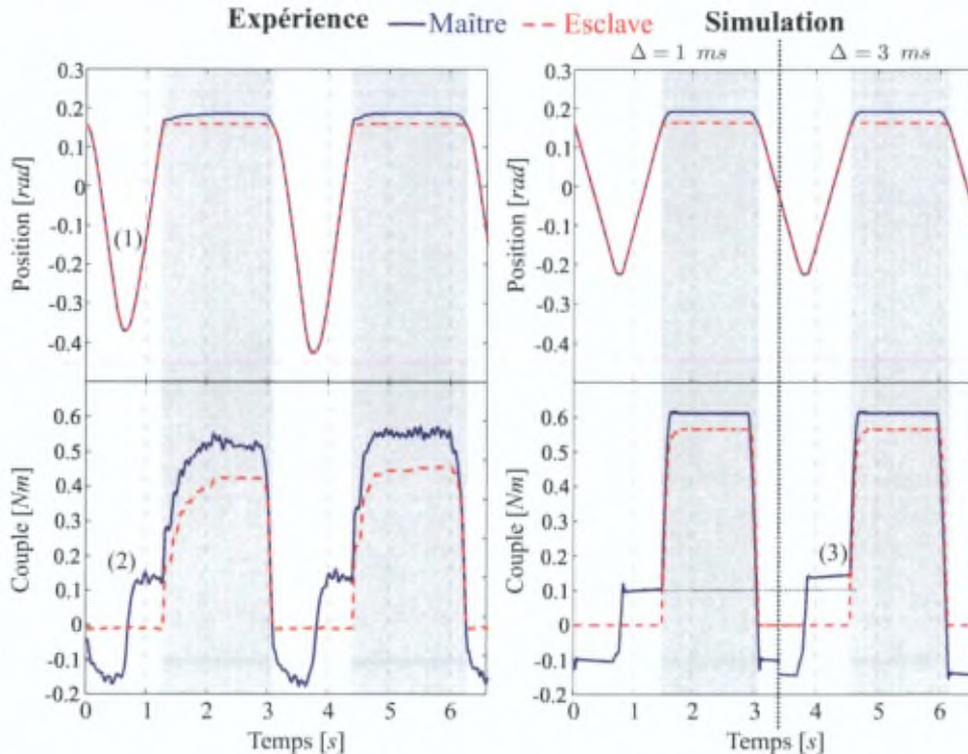


FIGURE 3.11 – Test en contrôle Position-Position, évolution des positions et forces du maître et de l’esclave, par expérience et en simulation. Paramètres :  $k_p^m = k_p^s = 20$ ,  $k_d^m = k_d^s = 0.05$ .

### 3.4.3 Contrôle à 4 canaux

Le contrôle à 4 canaux met en oeuvre les quatre informations de positions et de couples au maître et à l’esclave. Le principal avantage de cette stratégie est sa capacité à transmettre théoriquement une raideur  $Z_{max}$  infinie en contact [éq.(2.27)]. Suivant l’expérience illustrée à la Figure 3.12, l’erreur de position, en contact, est très faible (zone 1), mettant en évidence une très bonne transmission de la raideur de contact de l’esclave (Figure 3.9-(b), zone 1). Ce résultat est obtenu avec des gains de contrôle en position similaires à ceux de la stratégie Force-Position.

Dans sa forme simple (commande en boucle ouverte de la force), la sensation en mouvement libre reste cependant comparable à celle du contrôle Force-Position (Figure 3.9-(b), zone 2). Un contrôle local hybride peut être utilisé au maître pour diminuer cet effet au prix d’une diminution de la marge de stabilité. Le contrôleur 4C offre cependant une possibilité supplémentaire à travers l’envoi de l’information de force vers l’esclave. Comme proposé dans (Hashtrudi-Zaad and

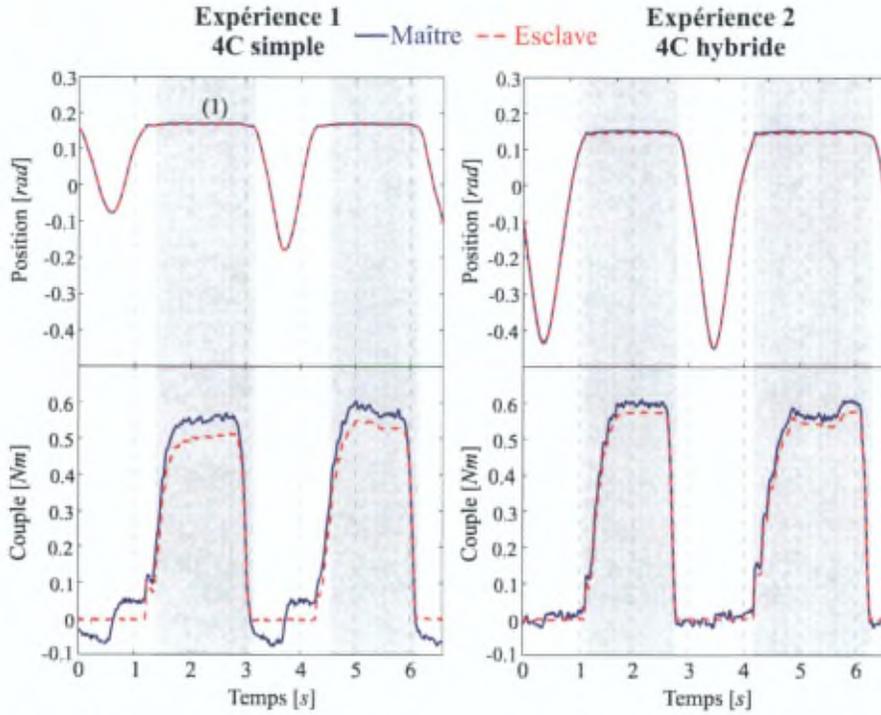


FIGURE 3.12 – Test en contrôle à 4 canaux simple et hybride, évolution des positions et forces du maître et de l’esclave. Paramètres simples :  $k_p^m = k_p^s = 11$ ,  $k_d^m = k_d^s = 0.05$  (boucle ouverte). Paramètres hybrides :  $k_p^m = k_p^s = 11$ ,  $k_d^m = k_d^s = 0.05$ , (au maître)  $\omega_a = 0.6$ ,  $\omega_b = 0.1$ ,  $\tau_c = 0.145$ ,  $b_c = 0.035$ ,  $k_f^m = 1.6$ , (à l’esclave)  $k_f^s = -0.5$ .

Salcudean, 1999), un contrôle local de la force à l’esclave, avec une rétroaction positive, permet de stabiliser le contact. Cela a pour effet également d’augmenter l’interaction entre le maître et l’opérateur en mouvement libre ( $Z_{min}$ ). Cela nécessite donc d’augmenter également les termes de friction dans le modèle du contrôleur hybride du maître. Au final, le couple performance/stabilité est ainsi amélioré. Le résultat obtenu est illustré aux Figures 3.12 et 3.9-(c). Il correspond au meilleur résultat obtenu avec ce banc de test.

#### 3.4.4 Contrôle par admittance

Le contrôle par admittance possède une structure différente des schémas précédents. Le contrôleur implémente une masse virtuelle dont le mouvement est déterminé par les forces mesurées au maître et à l’esclave. La position de cette masse sert alors de référence aux contrôleurs de position implémentés de chaque

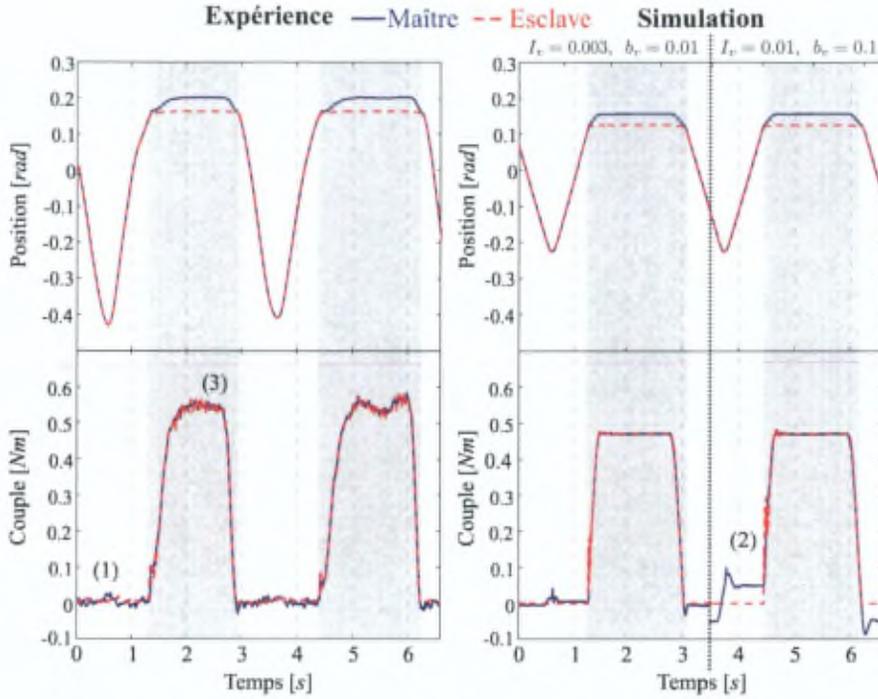


FIGURE 3.13 – Test en contrôle par admittance, évolution des positions et forces du maître et de l’esclave, par expérience et en simulation. Paramètres :  $k_p^m = k_p^s = 30$ ,  $k_d^m = k_d^s = 0.2$ ,  $I_v = 0.003$  et  $b_v = 0.01$ .

côté. Le gros avantage de cette stratégie est de pouvoir remplacer la dynamique du maître par celle de cette masse virtuelle. Ce type de schéma est donc approprié aux systèmes présentant de grandes frictions (comme un robot industriel) qui éprouvent des difficultés à implémenter les méthodes précédentes. Son effet peut cependant également être observé sur un setup plus transparent (Figure 3.13 et 3.9-(d)).

En mouvement libre, les caractéristiques dynamiques du maître sont bien effacées au profit de celles de la masse virtuelle (Figure 3.13-(1)) et le frottement sec a disparu. Les effets d’une masse présentant une dynamique plus importante sont illustrés avec la seconde simulation (Figure 3.13-(2)). Les valeurs minimum des caractéristiques dynamiques de la masse virtuelle  $I_v$  et  $b_v$  sont limitées par la stabilité.

En contact, à l’arrêt, une force identique au maître et à l’esclave est assurée. En effet, dans le cas contraire, cela impliquerait un mouvement de la masse virtuelle. Par rapport à la méthode 4C, la transmission d’impédance est limitée. Suivant l’expression (2.36), l’impédance maximum transmise correspond à la moitié de la

raideur des contrôleurs de position (s'ils sont identiques). Cependant, la présence des contrôleurs de position de chaque côté du système permet de sélectionner des gains plus importants et d'obtenir ainsi une plus grande raideur de contact que pour la méthode Force-Position.

### 3.5 Références

- K. Åström and T. Hagglund. *The Control Handbook*, chapter Analysis and design methods for continuous-time systems - PID control, pages 198–209. CRC and IEEE Press, 2000.
- N. Diolaiti, G. Niemeyer, F. Barbagli, and J. K. Salisbury. Stability of haptic rendering : discretization, quantization, time delay, and coulomb effects. *IEEE Transactions on Robotics*, 22(2) :256–268, April 2006.
- S. Grange, F. Conti, P. Helmer, P. Rouiller, and C. Baur. Overview of the Delta haptic device. In *Proc. Eurohaptics 2001*, 2001.
- R. Guy, Z. Andrew, W. Goodwin, B. Clive, T. Massie, and R. Lohse. Force reflecting haptic interface. US Patent 6,417,638 B1, 1996.
- K. Hashtrudi-Zaad and S. Salcudean. On the use of local force feedback for transparent teleoperation. In *Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation ICRA 99*, pages 1863–1869, Detroit, Michiga, May 1999.
- F. Janabi-Sharifi, V. Hayward, and C.-S. J. Chen. Discrete-time adaptive windowing for velocity estimation. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 8(6) :1003–1009, November 2000.



## Chapitre 4

# SAM : bras exosquelette haptique

### 4.1 Introduction

Ce chapitre présente la conception du Sensoric Arm Master (SAM), un exosquelette anthropomorphique portable à 7 degrés de liberté (ddl), avec retour d'effort (Figures 4.1 et 4.2). Suite aux études à 1 ddl présentées précédemment, cet appareil a été développé dans la deuxième phase du projet EXOSTATION dont l'objectif final est la réalisation d'un démonstrateur de téléopération haptique pour des applications spatiales. Le choix du design de l'interface haptique maître s'est porté vers un exosquelette portable pour plusieurs raisons :

- Par rapport aux interfaces haptiques de type joystick ou desktop, il permet de contrôler de manière plus intuitive et naturelle les bras robotiques redondants anthropomorphiques (ex : PA-10 de Mitsubishi) qui seront utilisés dans les futures missions spatiales (Didot et al., 2006).
- Des contacts multi-points peuvent être générés au travers des fixations avec le bras, l'avant bras et la main.
- Sa structure anthropomorphique lui permet d'atteindre un volume de travail supérieur, comparable à celui du bras humain.
- Une interface portable, liée uniquement au corps, permet d'éviter de subir des forces de réaction externes, contrairement à un appareil fixé à un support extérieur. En environnement 0-G, comme dans la Station Spatiale Internationale (ISS), cela va faciliter les applications de retour d'effort.
- Un système portatif permet à l'utilisateur de se déplacer librement, par exemple dans un environnement virtuel d'entraînement. Sa transportabilité lui donne également un avantage pour être utilisé sur des sites de crises (tremblements de terre, explosions,....) pour commander les robots d'exploration.

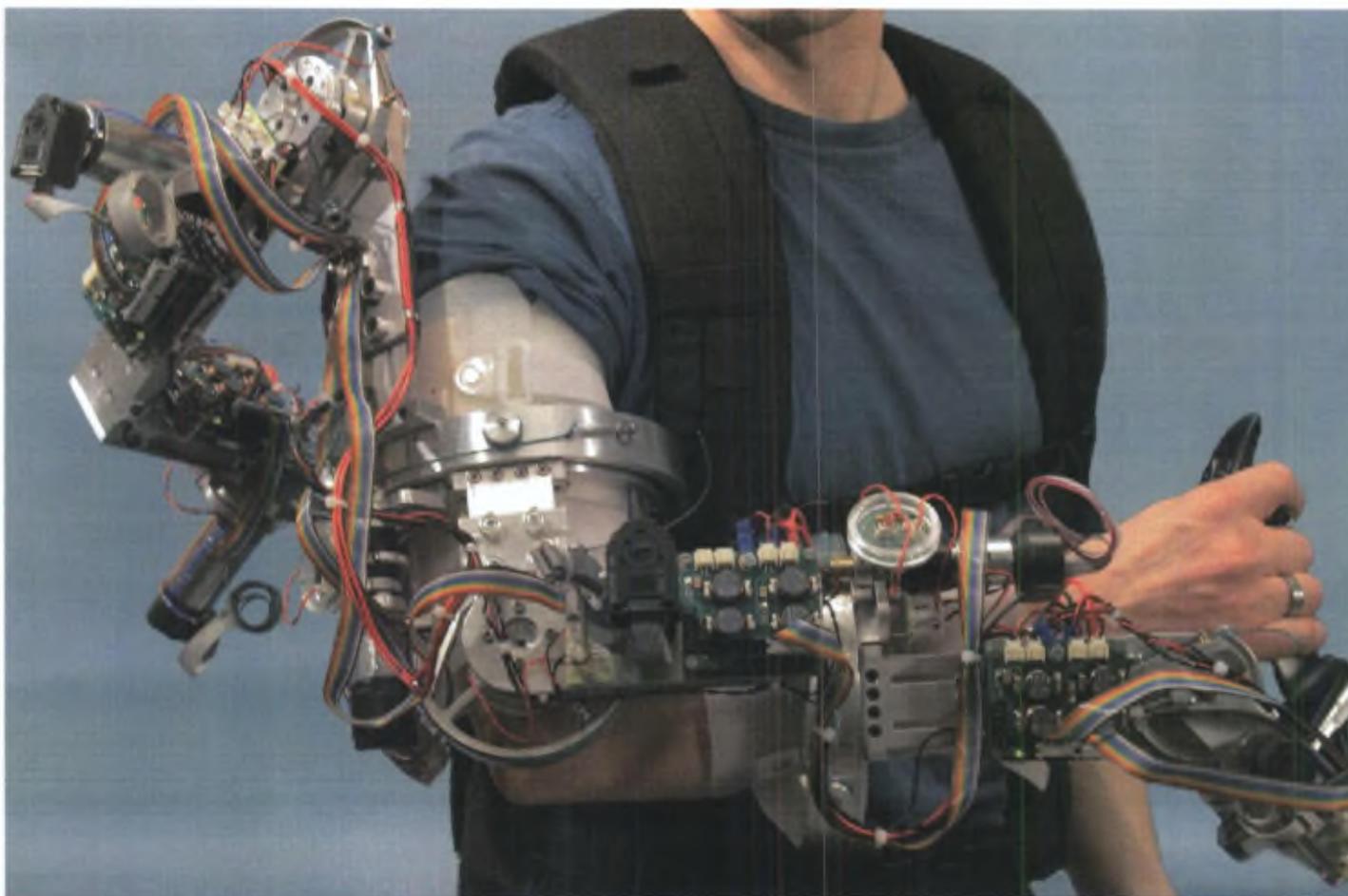
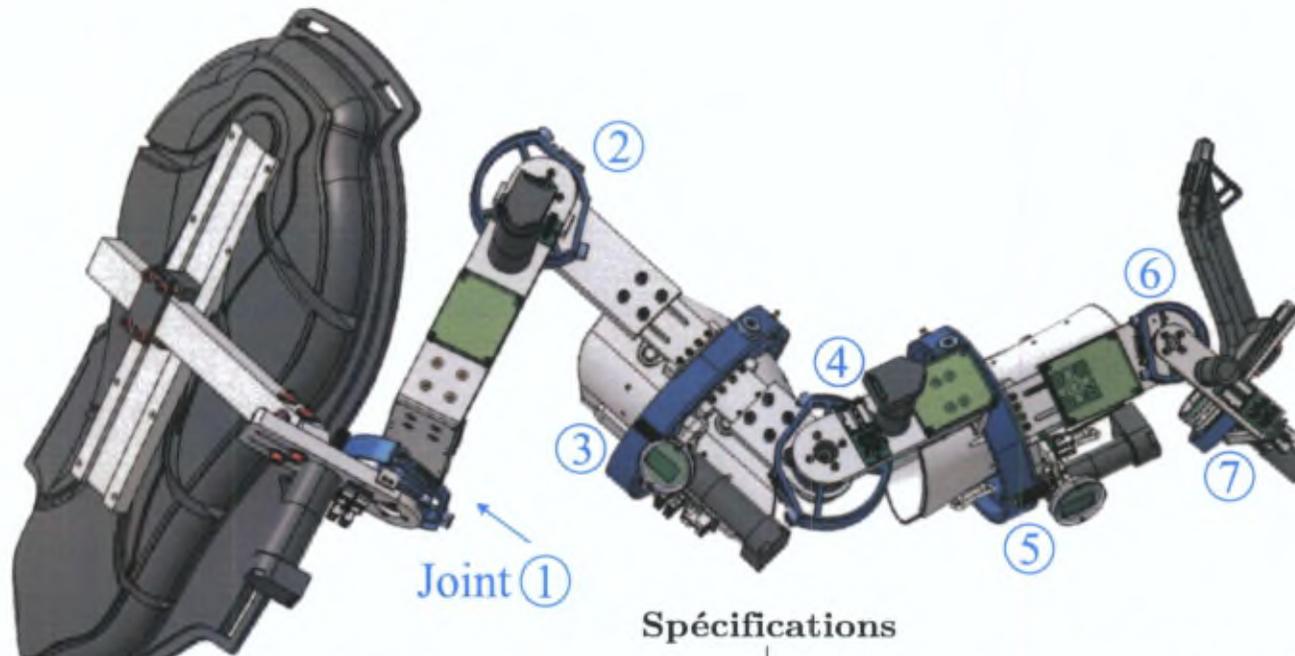


FIGURE 4.1 – Bras exosquelette portable SAM à 7 degrés de liberté destiné à des applications haptiques.



### Spécifications

- 7 degrés de liberté actifs, 6 ajustements passifs
- Structure en Aluminium
- Joints compacts avec actionnement local DC et capteurs intégrés (position et couple)
- Couples (permanents) : 10Nm à 1Nm, de l'épaule au poignet.
- Espace de travail : 73% de l'espace de l'utilisateur
- Fixations ergonomiques (plaque dorsale et orthèses orthopédiques)
- Masse : 7,4kg (dorsale : 1,4kg, actionneurs : 3kg, structure : 2,5kg , autres : 0,5kg)
- Electronique de puissance et de communication embarquée

FIGURE 4.2 – Design CAO de l'exosquelette SAM et spécifications générales.

Notre objectif est de concevoir le système le plus simple en terme de développement, d'utilisation et de maintenance, permettant de délivrer une sensation haptique correcte et confortable à l'utilisateur. Pour atteindre cet objectif, plusieurs contraintes doivent être prises en compte :

- L'exosquelette doit posséder la meilleure compatibilité possible par rapport aux mouvements de l'utilisateur avec un espace de travail le plus proche possible de celui du bras humain.
- Le compromis poids/puissance doit être optimisé pour permettre une intensité suffisante pour le retour de force tout en limitant le poids de l'appareil et ainsi la fatigue de l'utilisateur. Les deux principales contributions à la masse sont les actionneurs et la structure mécanique. Ce compromis constitue l'une des principales difficultés du design des exosquelettes, ce qui explique que la plupart des appareils développés jusqu'à présent ne sont pas portables.
- La friction et la dynamique naturelle de l'interface haptique (poids, inertie) limitent sa transparence, c'est-à-dire, sa capacité à transmettre une information de force correcte (en mouvement libre ou en contact). Dans certaines circonstances, elles peuvent même empêcher la manoeuvrabilité naturelle de l'appareil. Elles doivent donc être minimisées soit par une sélection spécifique des composants, et plus particulièrement les actionneurs qui vont fixer le niveau de friction, soit à travers l'utilisation de stratégies de contrôles dédiées.
- Une bonne ergonomie, avec un système de fixation stable et confortable, doit permettre une utilisation prolongée de l'appareil. Pour fixer correctement l'exosquelette à différents utilisateurs, un ajustement de la taille des liens est aussi nécessaire.
- Le bras étant inséré et lié fermement à l'exosquelette, la sécurité est une notion importante à considérer lors du design. Des sécurités hardware (limites de blocage des joints, "dead-man" switch) et/ou software doivent être implémentées. Outre l'aspect concret de sécurité, un sentiment d'insécurité peut également détériorer la qualité de l'expérience haptique.

Ces aspects vont être discutés dans la suite de ce chapitre, à travers la description des composants de SAM : sa structure cinématique, son actionnement, ses capteurs et sa structure mécanique. Les méthodes de contrôle ainsi que les tests et résultats seront présentés dans le chapitre suivant.

A la connaissance de l'auteur, pour les interfaces portables, aucune étude n'a été réalisée au sujet de l'influence, sur le rendu haptique, de l'application des forces de réaction sur l'utilisateur (au niveau des fixations avec le bras et le dos). La seule expérience trouvée, menée dans (Richard and Cutkosky, 1997), compare

les systèmes fixes et portables (dédiés seulement à la main ou au poignet) par rapport à l'incapacité, pour ces derniers, d'arrêter le mouvement de la main lors d'un contact. Dans notre cas, l'exosquelette recouvrant l'ensemble du bras, ce problème spécifique ne se pose pas.

## 4.2 Etude et conception cinématique de SAM

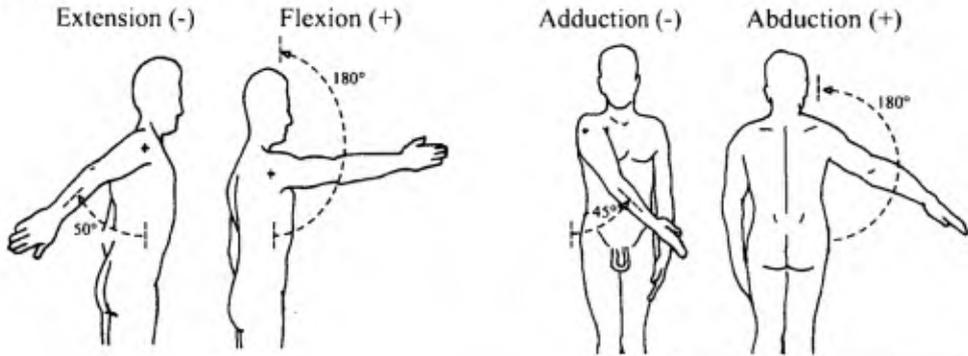
### 4.2.1 Structure cinématique

L'objectif de l'étude cinématique est d'optimiser l'espace de travail de l'exosquelette par rapport au mouvement naturel du bras. La première question à se poser est de savoir quels types de mouvements pourront être réalisés avec l'exosquelette (et en même temps, quels types d'efforts pourront être représentés). Le bras humain possède 7 ddl de rotation principaux répartis au niveau de l'épaule, du coude et du poignet (Figure 4.3)(Kapandji, 1997). Le mouvement de l'épaule peut être approché par celui d'un joint sphérique en négligeant les mouvements de translation scapulo-thoraciques au niveau de l'omoplate. Il sera décomposé en 3 joints de rotation : la flexion/extension, l'abduction/adduction et la rotation interne/externe de l'épaule. Le quatrième joint correspond à la flexion/extension du coude. Les trois derniers sont la pronation/supination, la flexion/extension et l'abduction/adduction du poignet.

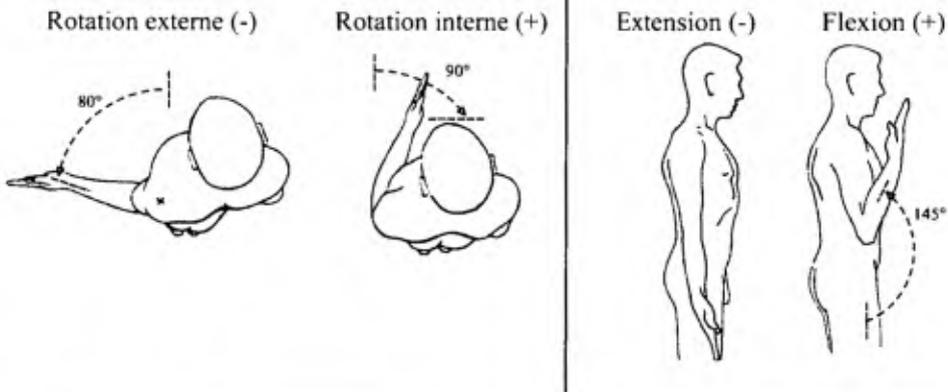
La prise en compte d'un plus grand nombre de ces degrés de liberté dans l'exosquelette va permettre une plus large gamme de mouvements ainsi qu'une meilleure couverture de l'espace de travail naturel, au prix cependant d'une augmentation de la complexité de l'appareil. Néanmoins, les systèmes développés jusqu'à présent assurent habituellement 5 ou 7 des ddl du bras, en fonction de la présence ou non des deux derniers joints du poignet. L'exosquelette MGA, développé pour des applications de réhabilitation, présente un degré de liberté supplémentaire pour s'adapter un mouvement scapulo-thoracique (Carignan et al., 2005).

Une fois les types de mouvement du bras sélectionnés, la structure cinématique de l'exosquelette peut être définies de deux manières différents. La première solution consiste à faire correspondre chaque joint de l'appareil avec une des articulations du bras. Nous parlons alors de système *anthropomorphique*. Cette approche nécessite un alignement correct des axes de rotation des joints de l'exosquelette avec ceux du bras pour éviter des contraintes lors du mouvement. L'autre possibilité consiste à définir pour l'exosquelette une cinématique différente de celle du bras. Cela a comme avantage d'éliminer les problèmes de correspondance et d'alignement, mais en contre partie, cela implique d'implémenter un plus grand nombre de degrés de liberté pour pouvoir s'adapter aux différents mouvements du bras. Cela rend alors l'exosquelette plus complexe au point de vue de sa mécanique

## Epaule



## Coude



## Poignet

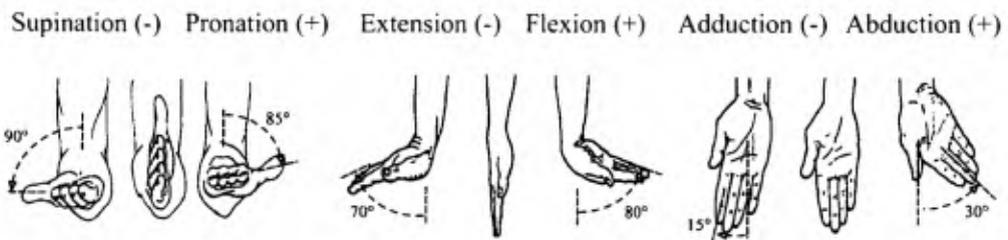


FIGURE 4.3 – Les 7 mouvements principaux du bras humain (source : (Kapandji, 1997)).

mais également de son contrôle. La majorité des systèmes appartiennent à la première catégorie. Le KIST (Kim et al., 2005) et l'EXARM (Schiele, 2008) sont des exemples de la seconde catégorie. Ils présentent respectivement 13 (7 actifs et 6 passifs) et 16 ddl (passifs).

Au final, par rapport à l'objectif de simplicité, le choix du design de SAM s'est dirigé vers une solution anthropomorphique présentant néanmoins les 7 degrés de libertés principaux du bras, ceci à fin de correspondre aux capacités des systèmes existants. Pour pouvoir aligner correctement les axes de rotation de l'exosquelette avec ceux du bras, 6 joints de translation (*sliders*) ont été placés à différents endroits de la structure pour adapter la longueur des liens (fixés durant les opérations). La figure 4.4 définit les longueurs de bras prises comme référence dans cette étude. Elles proviennent du module *Human Kinematics* de Catia (Dassault Systems) et correspondent à 80 % des longueurs de bras de la population masculine française. Ces données ont été confirmées par d'autres références anthropomorphiques (de Leva, 1996)(Pheasant, 1996).

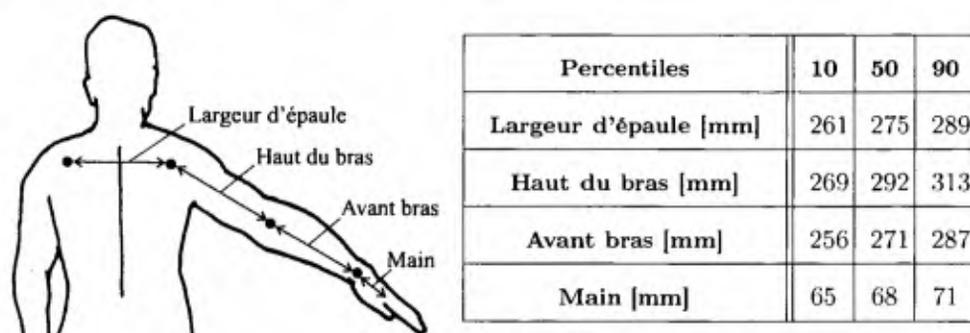


FIGURE 4.4 – Caractéristiques morphologiques du bras humain : percentile 10-90 de la population masculine française (source : module *Human Kinematics* de Catia).

#### 4.2.2 Problème des singularités

Dans un design de type anthropomorphique, le mouvement des joints sphériques de l'épaule et du poignet peut être représenté par trois articulations de rotation à axes concourants, placés en série. Contrairement au joint anatomique, cette configuration en série peut mener à l'apparition de singularités dans l'espace de travail. Elles correspondent à l'incapacité de l'interface mécanique à se déplacer dans une direction donnée, due à la perte d'un degré de liberté lorsque deux joints s'alignent. La Figure 4.5-(a) représente la configuration cinématique ini-

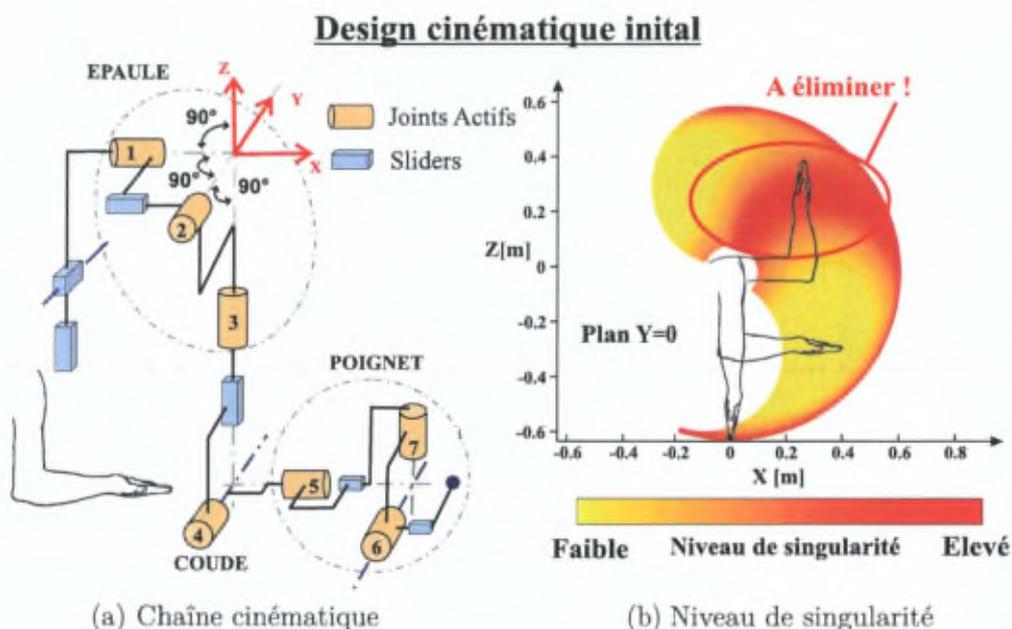


FIGURE 4.5 – Configuration cinématique initiale de l'exosquelette et représentation du niveau de singularité dans le plan  $Y = 0$ . (Espace de travail théorique ne tenant pas compte des interactions entre le corps et les pièces mécaniques).

tialement étudiée qui met en évidence ce problème. Le mouvement de l'épaule est représenté par les trois premiers joints de rotation, avec dans l'ordre : 1-adduction/abduction, 2-extension/flexion et 3-rotation interne/externe. Lorsque le joint 2 est placé à  $90^\circ$ , les joints 1 et 3 s'alignent et le mouvement de l'épaule perd un degré de liberté. Concrètement, l'utilisateur ne peut plus bouger le bras latéralement. Cette situation se présentant en plein milieu de l'espace de travail utile (situé devant l'opérateur), la qualité et l'ergonomie de l'exosquelette en sont fortement dégradées.

Pour illustrer ce problème, la Figure 4.5-(b) représente le niveau de singularité dans le plan  $Y = 0$  (mouvement de flexion/extension de l'épaule et du coude), en calculant le nombre de conditionnement du Jacobien  $J(\mathbf{q})$  qui mesure le degré d'anisotropie. Il est défini par,

$$c(J(\mathbf{q})) = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{min}} \quad (4.1)$$

avec  $\sigma_{min}$  et  $\sigma_{max}$  les valeurs singulières extrêmes du Jacobien. Un nombre de conditionnement tendant vers zéro correspond une singularité élevée. Cela confirme la présence d'une singularité au milieu de l'espace de travail, mais aussi sur les

### Design cinématique modifié

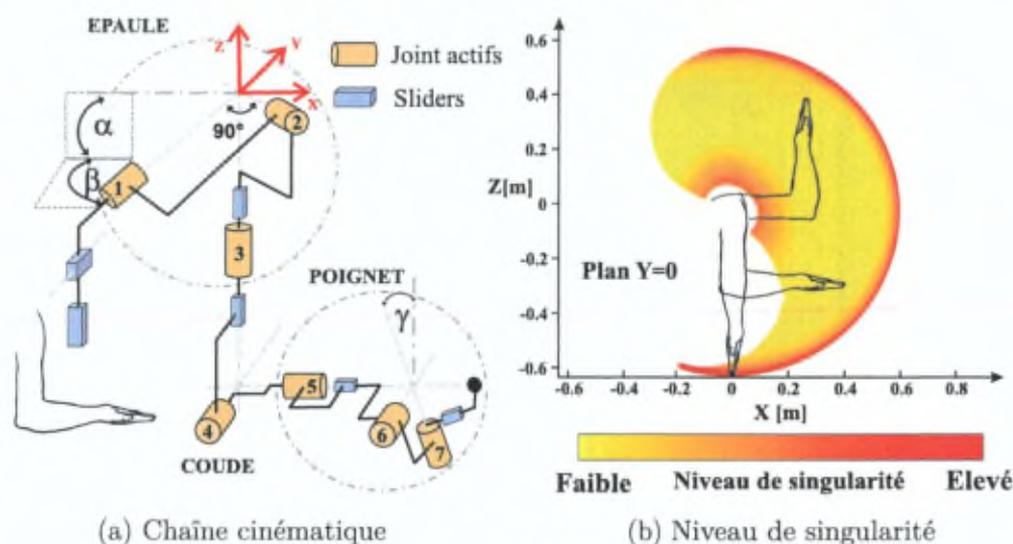


FIGURE 4.6 – Configuration cinématique finale de l'exosquelette et représentation du niveau de singularité dans le plan  $Y = 0$ . Les angles  $\alpha = -37^\circ$  et  $\beta = 42^\circ$ , ont été sélectionnés par une itération entre l'étude un module cinématique numérique et des tests sur un prototype cinématique réel. L'angle  $\gamma = 30^\circ$  a été choisi pour éviter les interactions mécaniques.

bords. Cette dernière correspond à l'alignement des joints 3 et 5, lorsque le bras est tendu. En pratique, cela ne pose pas de problème, puisque cette singularité se situe à l'extrémité de l'espace atteignable.

Pour cette configuration cinématique, la même situation se présente au poignet, lorsque le joint 7 approche de  $90^\circ$ . Cela a pour effet d'aligner les joints 5 et 6.

Une solution à ce problème consiste à déplacer la position singulière dans une région difficilement atteignable par l'utilisateur et qui ne sera pas utilisée durant les activités courantes. Cette solution a été mise en oeuvre dans plusieurs exosquelettes existants (Perry et al., 2007)(Carignan et al., 2005)(Frisoli et al., 2005) et ici pour la singularité de l'épaule. La méthode consiste à appliquer au bloc des trois joints de l'épaule, deux rotations successives respectivement d'une amplitude  $\alpha$  autour de  $Y$  et  $\beta$  autour de  $Z$  (référentiel inertiel) pour atteindre la configuration représentée à la Figure 4.6-(a). Les valeurs de  $\alpha$  et  $\beta$  ont été déterminées par une itération entre un modèle cinématique numérique du bras (utilisé pour calculer le niveau de singularité) et un prototype cinématique réel permettant une

modification de ces angles. La Figure 4.6-(b) représente le niveau de singularité obtenu. Bien que la singularité de l'épaule existe toujours, elle a été retirée de l'espace de travail utile, devant l'opérateur. En théorie, elle ne peut être atteinte que si le bras traverse la tête. En pratique, des effets peuvent néanmoins être ressentis aux alentours de cette position.

Une autre solution consiste à modifier la succession des joints de rotation de telle manière à ce que la position singulière soit atteinte en dehors de la gamme de mouvement naturel du bras. Cette démarche a été appliquée pour le poignet. Son mouvement d'extension/flexion, représenté par le joint 6, possède un intervalle de déplacement plus faible que celui de l'adduction/abduction (joint 7). En plaçant le joint 6 avant le 7, la position singulière ne peut alors plus être atteinte. Dans le design, un angle  $\gamma$  a toutefois été inséré, dû à l'encombrement des pièces, pour éviter les interactions mécaniques durant le mouvement. Cette méthode a été utilisée pour l'épaule dans l'exosquelette du CEA, en plaçant l'articulation de rotation interne/externe en deuxième position, au dessus de l'épaule (Garrec et al., 2008). Cette configuration déplace la singularité en dehors de l'espace utile mais elle limite le mouvement d'abduction dû à l'encombrement mécanique.

Dans l'exosquelette ARMIN, une troisième solution a été proposée en remplaçant le premier joint de rotation par un joint de translation, évitant ainsi un alignement des axes, au prix d'une augmentation de la complexité de l'appareil (Nef et al., 2007).

### 4.2.3 Analyse de l'espace de travail de SAM

Le tableau 4.1 compare les débattements angulaires anatomiques du bras humain avec ceux permis lorsque l'utilisateur est inséré dans SAM. Les limitations sont principalement dues aux interactions entre les pièces de l'exosquelette et le corps ou entre les pièces elles-mêmes. Les deux principales contraintes sont d'une part l'utilisation de roulements externes pour les mouvement de rotation interne/externe de l'épaule et de pronation/supination du poignet (section 4.3.2). Entourant l'ensemble du bras, ils occupent un volume important limitant principalement la flexion du coude. D'autre part, la barre de fixation entre l'exosquelette et le support dorsal empêche une extension importante de l'épaule, en arrière. L'utilisation des roulements est un choix qui sera expliqué plus loin dans ce chapitre. Par contre, la présence de la barre peut clairement être réévaluée dans un design futur.

Pour estimer l'espace de travail accessible avec l'exosquelette, nous avons comparé le volume atteignable expérimentalement avec une estimation numérique basée sur (Klopčar et al., 2007). Pour évaluer le volume expérimental, l'espace autour de l'exosquelette a été découpé en tranches horizontales ( $Z = cst$ ). Pour chacune de

| Joint | Articulation                      | Débattements angulaires anatomiques | Débattements angulaires avec SAM |
|-------|-----------------------------------|-------------------------------------|----------------------------------|
| 1     | Extension/flexion (épaule)        | -50/180 °                           | -10/180 °                        |
| 2     | Adduction/abduction (épaule)      | -45/180 °                           | -20/180 °                        |
| 3     | Rotation externe/interne (épaule) | -80/90 °                            | -50/90 °                         |
| 4     | Extension/flexion (coude)         | 0/145 °                             | 0/110 °                          |
| 5     | Supination/pronation (poignet)    | -90/85 °                            | -90/85 °                         |
| 6     | Adduction/abduction (poignet)     | -15/30 °                            | -15/30 °                         |
| 7     | Extension/flexion (poignet)       | -70/80 °                            | -30/80 °                         |

TABLE 4.1 – Comparaison entre les débattements anatomiques des 7 articulations du bras humain (Kapandji, 1997)(Norkin and White, 1995) avec les débattements permis lorsque l'utilisateur est inséré dans SAM.

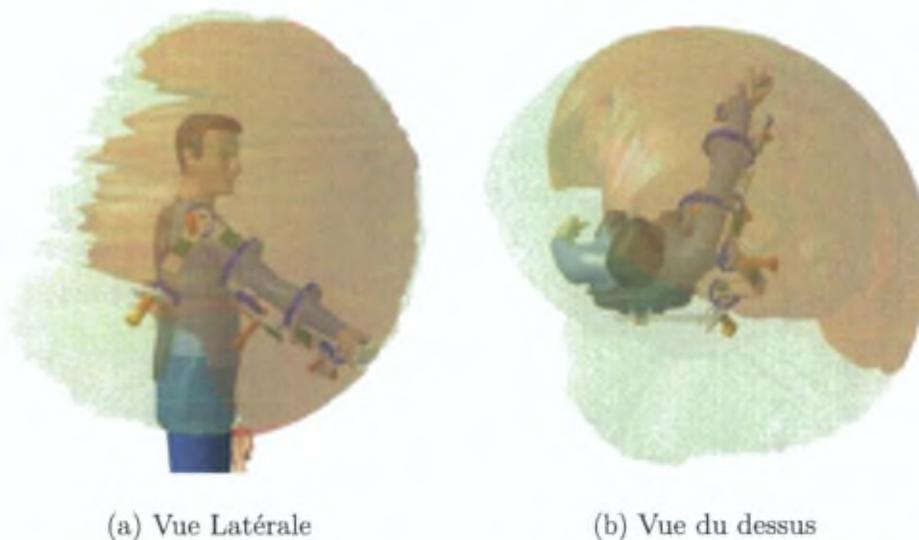


FIGURE 4.7 – Comparaison entre l'espace de travail théorique du bras humain (vert) et celui atteignable par un utilisateur portant l'exosquelette (rouge).

ces tranches, il a été demandé à un utilisateur d'effectuer le mouvement le plus large possible en  $X$  et  $Y$ , la contrainte en  $Z$  étant assurée par les actionneurs. Le volume total est alors extrapolé dans Matlab sur base des valeurs extrêmes atteignables dans chaque tranche.

Le calcul du volume théorique est basé sur un calcul itératif balayant l'ensemble des débattements angulaires anatomiques et tenant compte du volume occupé par le corps. Pour chaque itération la position de la main est calculée par un modèle cinématique du bras. Le volume élémentaire (petite portion de l'espace) correspondant à cette position est alors défini comme atteignable s'il n'y a pas d'interaction avec le volume théorique du corps.

La Figure 4.7 compare les résultats obtenus pour chaque méthode. Nous pouvons mettre en évidence la perte d'espace de travail derrière l'opérateur, évoquée précédemment. En considérant que la plupart des manipulations auront lieu devant l'utilisateur, pour cette région, SAM atteint 73% de l'espace de travail naturel du bras.

### 4.3 Technologie d'actionnement

#### 4.3.1 De l'importance du choix de l'actionneur

Lors de la conception d'une interface haptique portable, le choix de la technologie d'actionnement a une grande influence sur la qualité de l'appareil par rapport aux performances de retour d'effort et par rapport au confort d'utilisation.

Plusieurs paramètres sont importants à prendre en compte et peuvent être utilisés pour comparer les technologies d'actionnement.

##### 4.3.1.1 Rapports couple/masse et couple/volume

Il est reconnu qu'un plus haut niveau de couple permet d'améliorer le réalisme et la fidélité des applications haptiques (Burdea, 1996)(Peer and Buss, 2008). Pour une technologie donnée, des efforts plus importants impliquent l'utilisation d'actionneurs plus lourds. Cependant, pour des raisons de confort et de fatigue, mais aussi de transparence de l'interface (effets d'inertie), il est nécessaire de minimiser la masse de l'appareil et donc celle des actionneurs. Une technologie possédant un meilleur rapport couple/masse sera donc préférable.

Pour réduire l'influence de ce paramètre, il a été proposé de délocaliser l'actionnement vers le dos, soit avec une transmission par poulies (Garrec et al., 2008) soit avec des câbles gainés (Schiele et al., 2006). Cela permet ainsi de limiter le poids porté par le bras.

Une autre possibilité consiste à implémenter une compensation de gravité. La masse peut être compensée par un contrepoids passif externe, comme dans l'exos-

quelette Armin (Nef et al., 2007), mais cela limite la portabilité. Les actionneurs de l'exosquelette peuvent également être utilisés pour une compensation interne. Le poids est alors renvoyé vers la fixation dorsale comme force de réaction. Cela nécessite un dimensionnement permettant à la fois la compensation et le retour haptique.

L'augmentation des capacités d'actionnement est également associée à l'augmentation du volume de l'actionneur. Un faible rapport couple/volume peut rendre la mise en oeuvre difficile mais aussi limiter l'espace de travail atteignable et le débattement des joints de l'exosquelette à cause d'interactions mécaniques avec les autres pièces ou le corps de l'opérateur.

Ces deux paramètres ne sont pas toujours facilement identifiables. Par exemple, les actionneurs pneumatiques et hydrauliques présentent de très bons rapports couple/masse et couple/volume sur l'exosquelette (Lee et al., 1998) (Tsagarakis and Caldwell, 2003). Ils nécessitent néanmoins des systèmes annexes lourds et encombrants qui peuvent limiter l'intérêt d'un système portable ou être incompatibles avec une application spatiale.

#### 4.3.1.2 Bande passante

Une technologie possédant une bande passante plus élevée pourra présenter une plus grande variation d'effets et de plus grandes raideurs grâce un temps de réponse plus court.

L'homme est caractérisé par une dissymétrie entre sa bande passante motrice et sensorielle. Pour le bras, la première est limitée à quelques Hertz tandis que la seconde varie entre 30 *Hz* pour les capteurs kynesthétiques (au niveau des muscles) et 400 *Hz* pour les capteurs tactiles (au niveau de la peau) (Brooks, 1990). En considérant que l'interface haptique doit pouvoir au moins réagir aux mouvements de son utilisateur (par exemple pour une compensation de friction), la bande passante motrice constitue une limite inférieure pour la sélection de l'actionnement (Tan et al., 1994).

La bande passante finale sera également influencée par la raideur de la structure mécanique et les caractéristiques des contrôleurs.

#### 4.3.1.3 Friction et rapport dynamique en force

La friction des actionneurs définit en grande partie celle de l'interface haptique. Sa présence va limiter la transparence du système en mouvement libre. Elle doit donc être minimisée. Pour certains types d'actionneurs, elle peut même empêcher

la manoeuvrabilité naturelle de l'appareil. Cela oblige alors à recourir à des stratégies de contrôle spécifiques, nécessitant un plus grand nombre de capteurs.

La mise en oeuvre de couples plus importants au niveau de l'épaule impose l'utilisation d'actionneurs plus puissants qui vont habituellement présenter un niveau de friction plus élevé. Cependant, la perception des forces par l'utilisateur est relative en fonction de la capacité motrice du joint (Jones, 2003). Un niveau de friction plus élevé pourra donc être accepté à l'épaule qu'au poignet.

Le paramètre de friction est souvent associé à celui de rapport dynamique en force. Il définit le rapport entre le couple maximum que le système d'actionnement peut fournir et sa friction naturelle. Ce paramètre influence, avec la bande passante, la qualité de la transition entre le mouvement libre et un contact.

#### 4.3.1.4 Contrôlabilité

Bien qu'une grande précision ne soit pas utile, étant donné les limites de perception quantitative de l'homme, il est néanmoins nécessaire de contrôler le couple avec une résolution suffisante pour éviter la perception de variations d'efforts non désirées. Suivant la littérature, le JND (*Just Noticeable Difference*) en force, qui définit la plus petite variation que l'utilisateur peut ressentir, tourne autour de 7% de la force appliquée pour les différents joints (Tan et al., 1994). L'actionneur doit également assurer une bonne répétabilité des efforts transmis dans une situation donnée (en mouvement libre ou en contact). Elle peut être limitée par la présence d'hystérèse ou de variations des caractéristiques de friction dans le temps, qui peuvent compliquer le travail du contrôleur.

#### 4.3.1.5 Sécurité

Plus les capacités en couple des actionneurs seront importants, plus les aspects de sécurité devront être pris en compte. Des technologies passives (freins) peuvent être utilisées pour générer une sensation haptique (Kim et al., 2005). Cette solution offre l'avantage d'assurer la sécurité de l'opérateur étant donné qu'elle ne peut que dissiper l'énergie présente. Cependant, l'utilisation de freins limitent les sensations haptiques à celles opposées au mouvement, comme la pénétration dans un mur. La force de répulsion d'un ressort ne peut par contre pas être simulée.

### 4.3.2 Choix de la technologie d'actionnement sur SAM

Sur base des critères définis ci-dessus, la technologie d'actionnement de SAM a été sélectionnée lors d'une étude préliminaire sur un setup à 1 ddl, comparable à celui présenté précédemment. La première conclusion a été de considérer un actionnement local aux joints. Cette méthode, comparée à la délocalisation des moteurs dans le dos, offre plusieurs avantages. D'une part cela simplifie le design

mécanique en raison de l'absence d'éléments additionnels (poulies,...). D'autre part, il a été montré qu'une transmission par câbles peut détériorer la qualité du signal de couple à cause d'une augmentation et de variations des effets de friction (Letier et al., 2006b).

Le principal désavantage de l'approche locale est le poids des actionneurs qui doit être porté par le bras. Dans cette perspective, trois technologies d'actionnement ont été comparées sur le banc de test (Letier et al., 2006a) : les moteurs DC avec réducteurs, les freins à fluide magnétorhéologique (freins MR) (Avraam, 2009) et les moteurs piézoélectriques (Sashida and Kenjo, 1994). Les résultats de cette étude ont mené à utiliser pour chaque joint de l'exosquelette un système compact constitué d'un moteur DC, d'un cabestan et d'un réducteur planétaire (Figure 4.8). La technologie DC est la plus couramment rencontrée dans les interfaces haptiques. Elle présente une grande facilité d'utilisation (installation, propreté, prix,...) et une bonne contrôlabilité grâce à une relation directe entre le courant électrique et le couple mécanique de sortie. Cette technologie possède intrinsèquement un très mauvais rapport couple/masse. Il est donc nécessaire de l'associer à un réducteur permettant d'augmenter le couple de sortie tout en préservant une masse et un encombrement acceptable. Le cabestan est un réducteur à câbles, largement répandu dans les interfaces haptiques. Il permet une transmission sans jeu et avec un très faible niveau de friction au prix d'un faible rapport couple/volume. Le diamètre du cabestan est en effet directement proportionnel au coefficient de réduction. A l'opposé, les réducteurs planétaires, utilisés habituellement dans les applications de robotique mobile, possèdent une très bonne compacité mais avec du jeu et une plus grande friction. Celle-ci est principalement déterminée par le nombre d'étages du réducteur. L'objectif d'associer en série ces deux types de réducteur est d'atteindre un couple de sortie suffisant tout en présentant une bonne compacité générale, une friction limitée (permettant la réversibilité naturelle de l'exosquelette) et un faible jeu.

La solution des freins MR n'a pas été retenue malgré ses avantages en terme de rapport dynamique en force, de compacité, d'absence de jeu et de sécurité (seulement dissipation d'énergie). Ils n'étaient pas suffisants pour compenser les limites de rendu haptique (seulement opposé au mouvement) ainsi que l'impossibilité d'implémenter une compensation de gravité active.

La technologie piézoélectrique possède théoriquement des rapports couple/masse et couple/volume 20 fois supérieur à ceux des moteurs DC. Néanmoins, elle n'est pas naturellement réversible et présente de grandes variations de comportement dues à une dépendance importante avec la température de fonctionnement et donc une mauvaise contrôlabilité. Pour ces raisons, cette technologie n'a pas été retenue dans l'exosquelette.

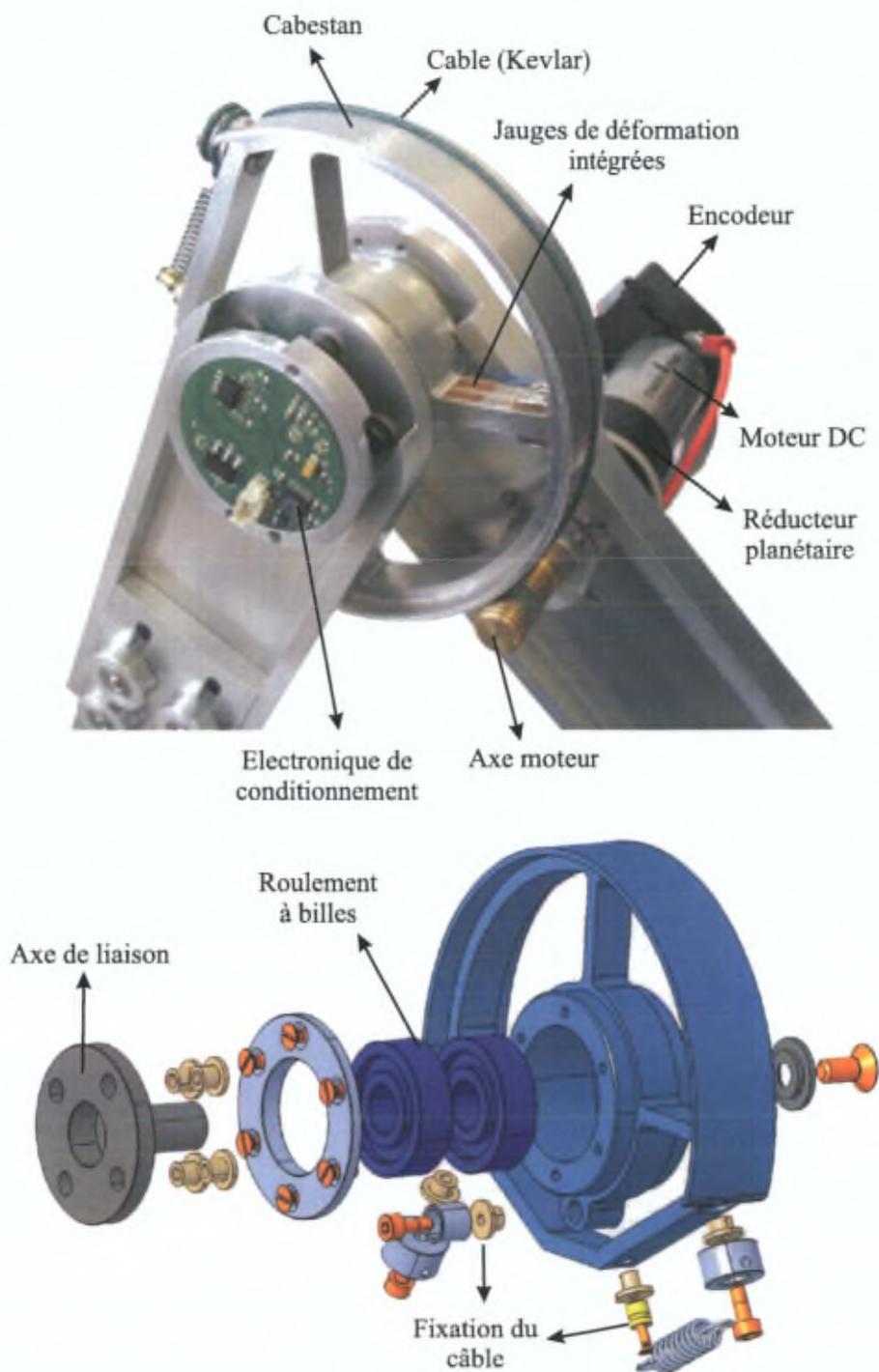
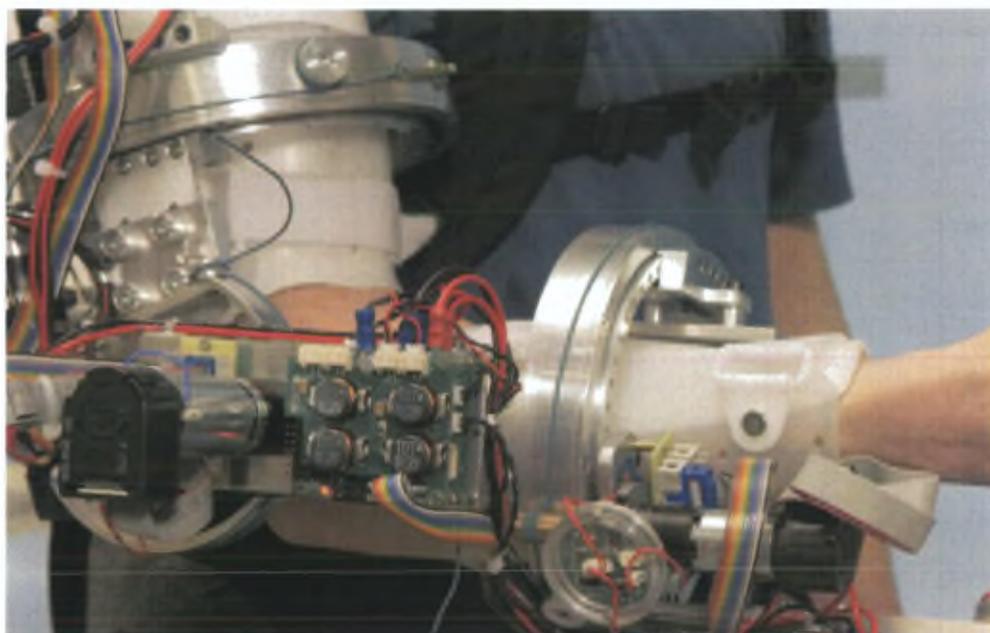


FIGURE 4.8 – Configuration d'actionnement (moteur DC + cabestan + réducteur planétaire) et de capteurs (encodeur + capteur de couple) pour le joint 2 (épaule).



Capteur de couple (support moteur)

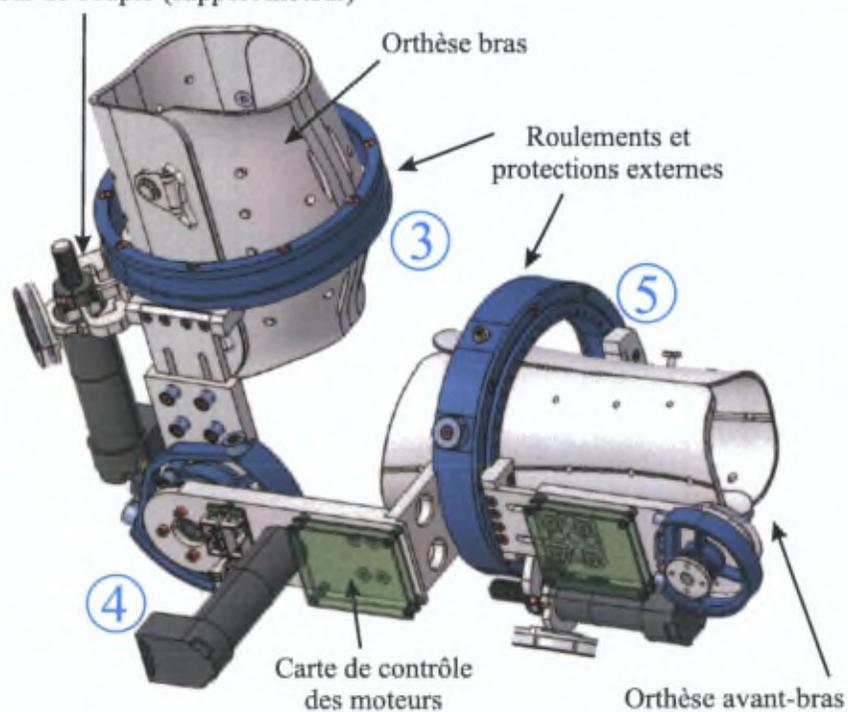


FIGURE 4.9 – Utilisation de roulements de grand diamètres, à section mince, permettre d'aligner les axes de rotation des joints 3 et 5 avec le bras. Ils sont également utilisés comme cabestan et comme support pour les orthèses.

Les joints 3 et 5, dédiés au mouvement de rotation interne/externe du bras et de pronation/supination de l'avant-bras possèdent un design spécifique dû à la nécessité d'aligner l'axe de rotation du joint avec le bras. Ce dernier est inséré dans un roulement de grand diamètre à section mince (Kaydon JU055CPO) permettant le mouvement de rotation et jouant également le rôle de cabestan (Figure 4.9). Ils sont également utilisés comme supports pour les fixations du bras. Cette technologie a été préférée à des guides circulaires ouverts pour sa facilité d'implémentation, la plus grande rigidité ainsi que le plus grand débattement. Les principaux désavantages sont un poids supérieur dû aux éléments extérieurs de protection des roulements et le fait de devoir insérer le bras lors de l'effilement de l'exosquelette. Une utilisation fréquente du système a montré qu'avec l'habitude, cela ne posait pas réellement un problème.

### 4.3.3 Dimensionnement des actionneurs

Pour chacun des joints, les composants doivent être sélectionnés en fonction des couples requis. L'objectif de l'exosquelette étant de procurer des effets haptiques à l'utilisateur, il n'est pas nécessaire de considérer des niveaux de couple comparables aux capacités motrices humaines maximales. Sur base des résultats obtenus sur des interfaces haptiques desktop et présentés dans (O'Malley and Goldfarb, 2002), nous avons considéré, pour les exosquelettes, qu'un niveau de couple correspondant à 5% des couples maximums humains sont suffisants pour produire des effets haptiques sur le bras. Nous pouvons noter qu'un contrôle en continu de la force situé à environ 15% de la capacité maximale d'un joint va induire une fatigue de l'opérateur (Wiker et al., 1989).

Le tableau 4.2 fournit les valeurs de couple pour chacun des joints du membre supérieur. Elles sont également comparées à une estimation des couples mis en jeu durant les activités journalières (Rosen et al., 2005) qui présentent un niveau comparable. A titre d'exemple, le Phantom peut produire en continu 3% de la force maximale humaine (15% en pic).

Comme évoqué précédemment, pour soutenir le poids de l'exosquelette sur le bras, il est également envisagé d'utiliser les actionneurs pour réaliser une compensation de gravité active. Dans la situation la plus défavorable, les joints doivent être capables à la fois de soutenir l'entièreté du bras et de procurer les sensations de retour d'effort (qui peuvent être dans la même direction). Il est à noter que 100% de compensation de gravité n'est pas obligatoire. Un niveau inférieur peut déjà fortement aider l'utilisateur. Préalablement au choix final des actionneurs,

| Joint | Couple humain max [Nm] | 5% Couple max [Nm] | Couple journalier [Nm] | Moteur             | Réducteur                | Rapport de réduction total | Couple permanent max [Nm] | Couple max driver [Nm] |
|-------|------------------------|--------------------|------------------------|--------------------|--------------------------|----------------------------|---------------------------|------------------------|
| 1     | 134                    | 6.7                | 10                     | Maxon A-max 32     | Maxon GP-32C (1 :23)     | 264.5                      | 9.3                       | 14.3                   |
| 2     | 115                    | 5.75               | 10                     | Maxon A-max 32     | Maxon GP-32C (1 :23)     | 264.5                      | 9.3                       | 14.3                   |
| 3     | 60                     | 3                  | 3.1                    | Maxon A-max 26     | Maxon GP-26B (1 :19)     | 342                        | 4.8                       | 14.2                   |
| 4     | 72                     | 3.6                | 3.8                    | Maxon A-max 26     | Maxon GP-26B (1 :19)     | 218.5                      | 3.1                       | 8.7                    |
| 5     | 9                      | 0.45               | 0.4                    | Maxon A-max 22     | Maxon GP-22A (1 :19)     | 299.25                     | 1.3                       | 4.5                    |
| 6     | 21                     | 1                  | 0.38                   | Faulhaber 2232-024 | Faulhaber GP-20 (1 :3.7) | 33.33                      | 0.8                       | 1.73                   |
| 7     | 21                     | 1.05               | 0.25                   | Faulhaber 2232-024 | Faulhaber GP-20 (1 :3.7) | 33.33                      | 0.8                       | 1.73                   |

TABLE 4.2 – Informations relatives à l'actionnement des joints de l'exosquelette, adapté de (Carignan et al., 2005), (Rosen et al., 2005) et (Catalogue Maxon Motors)

un calcul théorique a été réalisé sur base de la masse des liens de l'exosquelette pour évaluer, pour chaque joint, la contribution maximale à envisager. Seuls les 4 premiers joints (épaule et coude) ont été considérés, ceux du poignet ayant peu d'influence sur la compensation de gravité.

A côté des exigences de niveau de couples, des considérations d'ordre pratique ont également été prises en compte pour la sélection des actionneurs. Le cabestan présentant un faible rapport couple/masse et couple/volume, il a été décidé de limiter son coefficient de réduction (proportionnel à son diamètre) à 10 pour limiter son poids et sa taille. Seuls les joints 3 et 5 possèdent un cabestan de plus haute réduction, dû au diamètre des roulements. Pour les réducteurs planétaires, le nombre d'étages a été limité à deux pour préserver la réversibilité naturelle de l'exosquelette et limiter la friction en mouvement libre à une valeur acceptable. Des tests préliminaires ont montré qu'un réducteur à trois étages présentait trop de friction, même pour l'épaule. Pour les joints du poignet, la sensibilité à la friction étant supérieure, des réducteurs à un étage ont été sélectionnés. Finalement, nous avons également limité la sélection des actionneurs à des composants standards de la gamme Maxon et Faulhaber pour simplifier le design (moteurs et réducteurs). Cela limite le nombre différent de composants.

Sur base de ces critères, chaque sous-ensemble d'actionnement a été dimensionné avec une analyse opérationnelle tenant compte des niveaux de couple souhaités, de la durée de fonctionnement et de la présence de la compensation de gravité. Il existe une relation entre le niveau de courant acceptable par le moteur pendant une durée limitée (qui ne provoque pas un échauffement excessif),  $I_{on}$ , et le courant acceptable de manière permanente,  $I_{perm}$ , qui est un paramètre technique du moteur,

$$I_{on} = I_{perm} \sqrt{\frac{1}{T_{on}}} \quad (4.2)$$

avec  $T_{on}$  le pourcentage du temps pendant lequel le courant est présent. Le courant peut être divisé en une contribution pour la compensation de gravité,  $I_{grav}$ , et pour le contact,  $I_{wall}$ ,

$$I_{wall} = I_{perm} \sqrt{\frac{1}{T_{on}}} - I_{grav} \quad (4.3)$$

Comme le courant est directement proportionnel au couple de sortie, et connaissant le couple maximum nécessaire pour la compensation de gravité,  $\tau_{grav}$ , nous pouvons estimer le couple restant pouvant être généré pour simuler un contact,  $\tau_{wall}$ ,

$$\tau_{wall} = I_{perm} \sqrt{\frac{1}{T_{on}}} CK_T \eta - \tau_{grav} \quad (4.4)$$

avec  $C$  le coefficient total de réduction (cabestan+planétaire),  $K_T$  la constante de couple du moteur et  $\eta$  le rendement de la chaîne de réduction ; ce dernier paramètre a été fixé à 0.8 (Catalogue Maxon Motors). Pour illustrer la démarche, la Figure 4.10 représente le couple permis en fonction de  $T_{on}$ , qui varie de 0 à 100%, pour les composants sélectionnés aux joints 2 et 4 et pour différents niveaux de gravité. Durant les activités haptiques, l'utilisateur ne touche pas en permanence les surfaces avec la force maximum envisagée. Pour cette raison, nous avons sélectionné les composants les plus proches permettant de produire le couple nécessaire durant 20% du temps sous 100% de gravité, tout en pouvant assurer le couple en permanence sans compensation de gravité. De part le nombre discret de composants accessibles, il peut y avoir quelques adaptations par rapport à ce raisonnement. Par exemple, les capacités du joint 4, au coude, sont légèrement inférieures aux attentes. Mais considérer un moteur plus important aurait augmenté dramatiquement la masse localisée sur le joint. Plus la masse ajoutée est éloignée de l'épaule, plus son influence sera importante. La saturation de l'amplificateur de courant limite la valeur du courant à 2 A et donc le couple applicable. Le Tableau 4.2 résume la sélection finale des composants pour chaque joint.

Cette sélection de composants nous a permis d'obtenir de bonnes performances haptiques, en contact et en mouvement libre, tout en assurant la compensation de gravité pour aider l'utilisateur à porter l'exosquelette (chapitre 5). Nous avons néanmoins mis en évidence, en pratique, quelques défauts par rapport au choix de cette technologie. Au niveau du cabestan, le câble en kevlar, utilisé pour réaliser la transmission, peut glisser à partir d'une valeur de couple limite. Cela va engendrer une perte de tension dans le câble (diminution de l'allongement du ressort de fixation) et un offset sur la mesure de position. Cette limite dépend du coefficient de frottement du câble et du nombre de tours sur l'axe moteur (limité par l'encombrement). Avec le temps, la gaine du câble s'use et son coefficient de frottement diminue. Cela peut alors engendrer un glissement pour un couple inférieur à celui prévu. Le câble doit alors être remplacé.

Un autre défaut mis en lumière est la variation du coefficient de friction des joints en fonction du couple produit. L'hypothèse retenue pour expliquer ce phénomène est l'augmentation de la charge appliquée sur les dents du réducteur planétaire, qui tend à augmenter la friction de Coulomb (Gogoussis and Donath, 1987). Cet effet sera observé dans les expériences présentées dans le chapitre 5. Cela nécessite une attention particulière par rapport à la stratégie de contrôle.

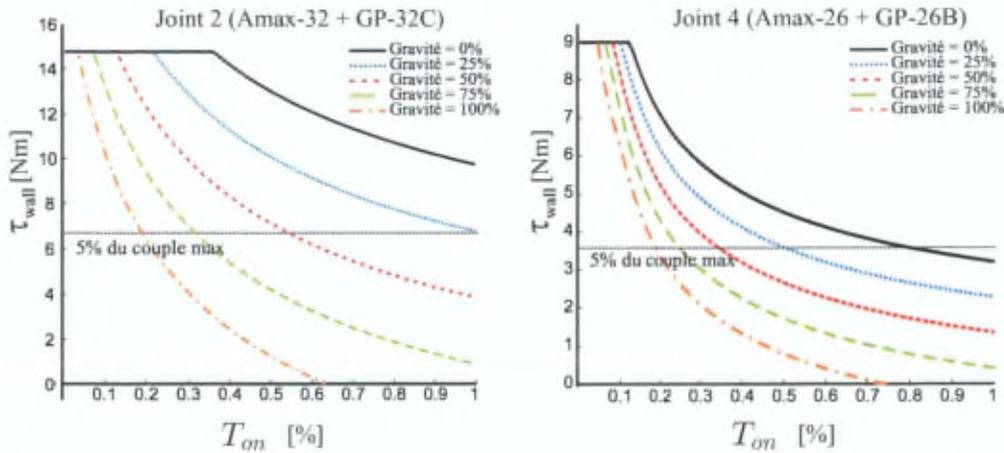


FIGURE 4.10 – Couples maximum autorisés aux joints 2 et 4, en fonction de la durée de la génération du couple, pour différents niveaux de compensation de gravité.

#### 4.4 Capteurs

Dans le but de pouvoir tester différentes méthodes de contrôle, basées sur les études préliminaires à 1 ddl (chapitre 3), les informations de position et de couple/force sont mesurées sur l'exosquelette. Chaque joint est équipé localement d'un capteur de position et de couple (Figure 4.8).

Des encodeurs incrémentaux, placés sur chaque actionneur, mesurent la position angulaire des joints de l'exosquelette. Une résolution de 512 pulses/rev., associée aux coefficients de réductions importants des réducteurs, apporte une grande résolution pour la mesure de position et de vitesse. Ces éléments ont également été sélectionnés pour leur facilité d'intégration avec les moteurs (montage en usine). Comparés à l'utilisation d'encodeurs absolus ou de potentiomètres, ils peuvent être placés avant la réduction, augmentant ainsi la résolution, mais ils nécessitent cependant une calibration de la position des joints lors de l'allumage de l'appareil. Cette calibration est effectuée joint par joint. L'utilisateur aligne visuellement les repères placés sur les liens de l'exosquelette et définit alors la position zéro dans le programme de contrôle. La position globale de référence a été choisie de telle manière à ce que l'utilisateur puisse porter l'exosquelette durant la calibration. Sur base des mesures angulaires, le calcul de la cinématique directe permet de déterminer aisément la position cartésienne de l'exosquelette dans l'espace.

Pour la mesure des forces/couples, il a été choisi d'intégrer la mesure localement

sur chaque joint de l'exosquelette. Cette solution a été préférée à une mesure cartésienne à l'extrémité étant donné la présence de plusieurs fixations entre l'interface et le bras. Cela permet ainsi de connaître localement l'effort de l'utilisateur sur chaque joint. La mesure de couple est basée sur la déformation de lamelles, mesurées par des jauges de déformations associées à un pont de Wheatstone, comme dans le setup 1 ddl (chapitre 3). Pour des raisons de compacité, le capteur de couple a été intégré au cabestan. Dans le cas des joints 3 et 5, étant donné que le bras occupe la partie centrale du roulement à large diamètre, la mesure est effectuée au niveau du support moteur (Figure 4.11).

Les dimensions des lamelles déterminent la sensibilité du capteur de couple. En même temps, elles doivent pouvoir résister aux efforts présents durant les opérations et participent à la raideur de la structure. Pour les cabestans, sur base d'une étude par éléments finis, ils ont été dimensionnés de telle manière à résister à trois fois le couple maximum pouvant être produit par le système d'actionnement. Pour les supports moteurs, à la différence des cabestans, ils sont placés physiquement entre le roulement externe et le réducteur planétaire. De ce fait, d'une part, le capteur ne mesure pas directement la friction interne du roulement. La mesure est donc corrigée pour ajouter cette composante, sur base d'une estimation de cette friction. D'autre part, les couples appliqués sont plus faibles. Des

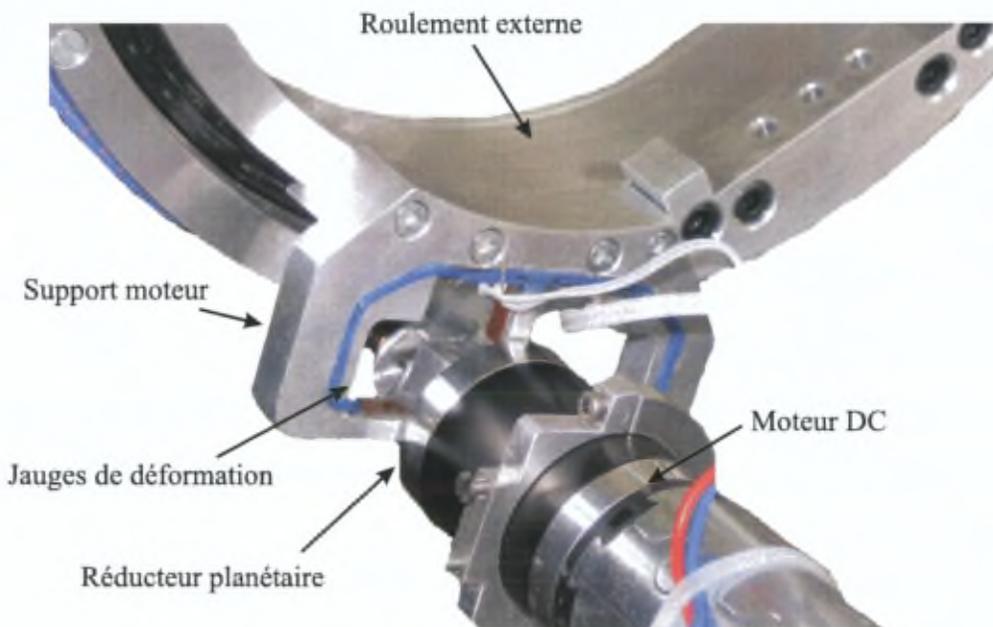


FIGURE 4.11 – Capteur de couple sur le support moteur du joint 3.

lamelles plus fines doivent donc être théoriquement utilisées pour assurer une sensibilité équivalente. Néanmoins, le capteur a dû être dimensionné de telle manière à pouvoir supporter le poids propre du moteur et ne pas présenter une sensibilité importante, en fonction de l'orientation du bras, par rapport à ce poids. Il possède donc en pratique une sensibilité plus faible que celle des cabestans.

Une carte de conditionnement et d'amplification programmable est placée à proximité des jauges pour limiter la longueur des fils (Figure 4.8). Le signal amplifié est alors envoyé vers le contrôleur à travers une boucle de courant pour limiter la sensibilité au bruit.

## 4.5 Structure mécanique et ergonomie

De même que pour l'actionnement, la structure mécanique doit être la plus légère possible pour réduire la fatigue de l'utilisateur. Il faut cependant également garantir sa résistance mécanique mais aussi maximiser sa raideur, pour améliorer les performances haptiques. Lorsque une raideur importante est simulée, la flexion de la structure peut diminuer la qualité de la perception haptique.

Les liens reliant les joints de l'exosquelette sont en Aluminium. Ce matériau est un bon compromis entre la légèreté, la résistance et la facilité d'usinage. Pour optimiser le rapport masse/résistance de la structure, des segments à section en U ont été utilisés (Figure 4.12). De plus, des équerres de renfort permettent d'augmenter la raideur mécanique de la structure. Les dimensions des segments (largeur et épaisseur) ont été déterminées avec un calcul par éléments finis. Étant donné que les forces appliquées décroissent le long de la structure (de l'épaule au poignet) et qu'il est important de limiter les masses délocalisées par rapport à l'épaule, les dimensions des segments sont décroissantes. Elle varie de 50mm x 13mm, près de l'épaule, à 28mm x 8mm, près du poignet (largeur x épaisseur).

L'orientation des joints de l'épaule, permettant de déplacer la singularité, est assurée par une pièce à la base de la structure mécanique.

Six ajustements linéaires sont répartis le long des liens de l'exosquelette pour assurer une adaptabilité à différentes tailles d'utilisateurs. Les deux premiers, fixés dans le dos, permettent d'aligner le centre de rotation de l'épaule avec l'intersection des axes des trois premiers joints du système. Les deux suivants sont placés dans les liens du bras. Un système de coulissement et de fixation rapide permet de modifier facilement le réglage. Le cinquième ajustement est placé dans le lien de l'avant-bras. Pour finir, le sixième règle la profondeur du préhenseur.

Outre l'ajustement des liens, pour assurer une bonne ergonomie, il faut un système de fixation stable et confortable. Il doit permettre une utilisation prolongée

sans douleur et sans contrainte sur la circulation sanguine au niveau des attaches. SAM est lié au corps par quatre points de fixation : sur le dos, le bras, l'avant-bras et avec la main.

La plaque dorsale, en plastique rigide, sert de support à la structure mécanique et également aux sangles de fixation de l'épaule et de la ceinture. Celles-ci sont larges pour répartir correctement les efforts provenant de l'exosquelette.

Les bras sont insérés dans des coques en polypropylène, habituellement utilisées comme orthèse orthopédique. La longueur de l'orthèse et la présence de mousse assurent une fixation confortable avec également une bonne répartition de la transmission des efforts. Elles sont constituées de deux coques reliées par des *velcros*, qui permet d'adapter leur diamètre à celui du bras.

Pour finir, le manche d'un joystick sert de préhenseur au niveau de la main. De forme ergonomique, ses boutons sont utilisés pour interagir avec l'exosquelette ou le robot esclave (dead-man switch, ouverture/fermeture de la pince du robot,...).

Pour assurer la sécurité de l'utilisateur mais aussi de l'exosquelette, le débattement angulaire des joints est limité par des arrêts mécaniques. Cela évite les contacts entre les pièces du système et les mouvements incompatibles avec le range humain.

Au final, l'exosquelette SAM pèse 7.4kg, en ce compris la structure mécanique (3.9kg) et les actionneurs (3kg). 4.5 kg sont portés par le bras, le reste étant lié au support dorsal. Une utilisation correcte de l'exosquelette est possible mais une compensation de gravité améliore incontestablement le confort de l'utilisateur.

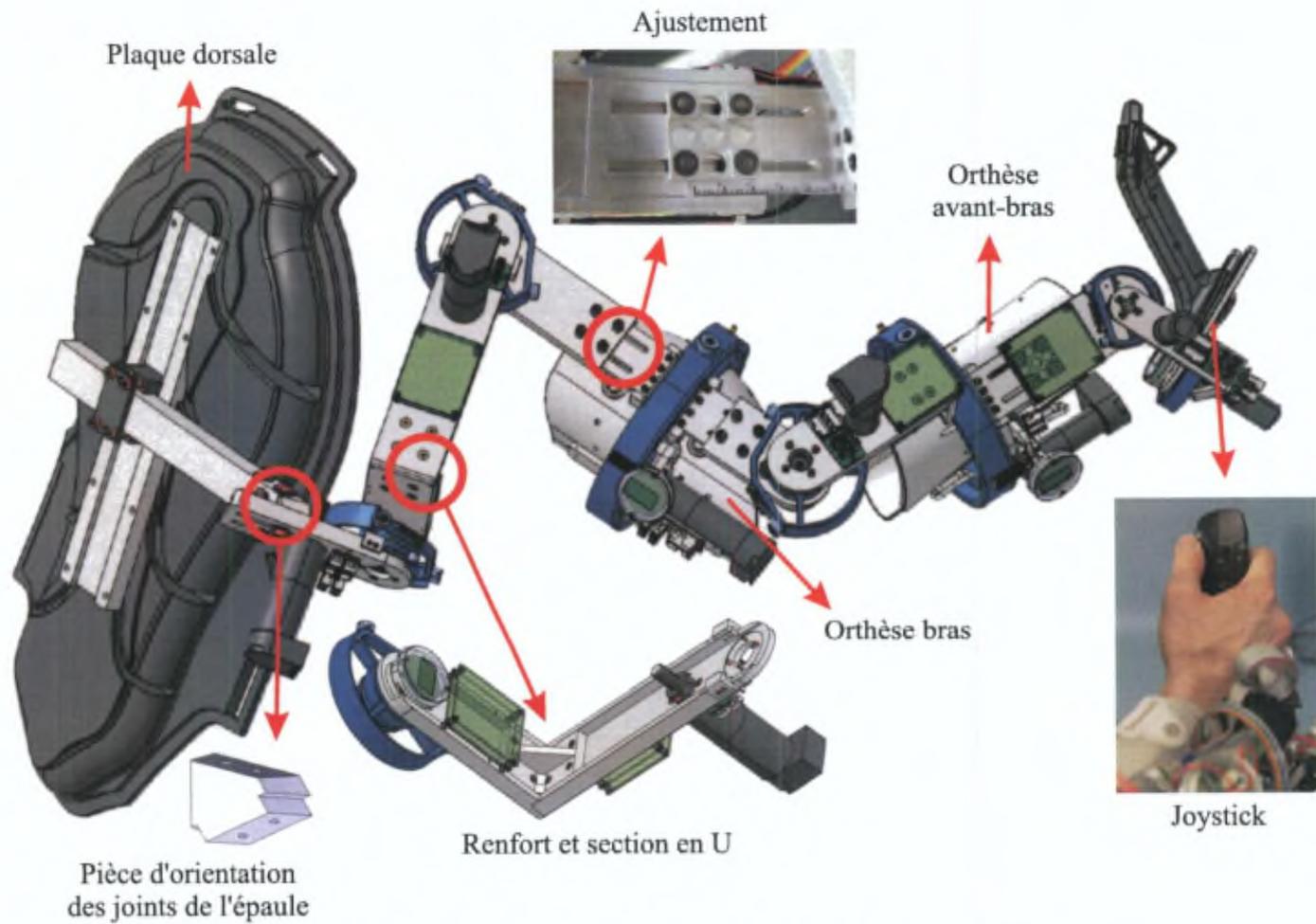


FIGURE 4.12 – Détails de la construction mécanique de SAM et des éléments ergonomiques

## 4.6 Références

- M. Avraam. *MR-fluid brake design and its application to a portable muscular rehabilitation device*. PhD thesis, Université Libre de Bruxelles, 2009.
- T. Brooks. Telerobotic response requirements. In *Proc. IEEE International Conference on systems, man and cybernetics*, pages 113–120, New-York, 1990.
- G. Burdea. *Force and touch feedback for virtual reality*. Wiley-Interscience, 1996.
- C. Carignan, M. Liszka, and S. Roderick. Design of an arm exoskeleton with scapula motion for shoulder rehabilitation. In *Proc. International Conference on Advanced Robotics ICAR '05*, pages 524–531, July 2005.
- Catalogue Maxon Motors. program 2008/2009.
- P. de Leva. Adjustements to zatsiorsky-seluyanov's segment inertia parameters. *Journal of Biomechanics*, 29(9) :1223–1230, 1996.
- F. Didot, P. Schoonejans, R. Stott, G. Battistoni, S. Ferraris, S. Estable, and I. Ahrns. EUROBOT underwater model, testing the co-operation between humans and robots. In *Proc. 9th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation ASTRA 2006*, ESTEC, Noordwijk, The Netherlands, November 2006.
- A. Frisoli, F. Rocchi, S. Marcheschi, A. Dettori, F. Salsedo, and M. Bergamasco. A new force-feedback arm exoskeleton for haptic interaction in virtual environments. In *Proc. First Joint Eurohaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems World Haptics*, pages 195–201, 18-20 March 2005.
- P. Garrec, Y. Friconneau, J.P. ans Méasson, and Y. Perrot. ABLE, an innovative transparent exoskeleton for the upper-limb. In *Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 1483–1488, 2008.
- A. Gougoussis and M. Donath. Coulomb friction joint and drive effects in robot mechanisms. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 4, pages 828 – 836, Mars 1987.
- L. Jones. Perceptual constancy and the perceived magnitude of muscle forces. *Experimental Brain Research*, 151(2) :197–203, 2003.
- I.A. Kapandji. *Physiologie articulaire : schémas commentés de mécanique humaine (5ème édition), Tome 1 : membres supérieurs*. Maloine, 1997.

- Y. Kim, J. Lee, S. Lee, and M. Kim. A force reflected exoskeleton-type masterarm for human-robot interaction. *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics, Part A*, 35(2) :198–212, March 2005.
- N. Klopčar, M. Tomsic, and J. Lenarčič. A kinematic model of the shoulder complex to evaluate the arm-reachable workspace. *Journal of Biomechanics*, 40(1) :86–91, 2007.
- S. Lee, S. Park, M. Kim, and C.W. Lee. Design of a force reflecting master arm and master hand using pneumatic actuators. In *Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 3, pages 2574–2579, May 1998.
- P. Letier, M. Avraam, M. Horodinca, A. Schiele, and A. Preumont. Survey of actuation technologies for body-grounded exoskeletons. In *Proc. Eurohaptics 2006 Conference*, pages 497–500, 2006a.
- P. Letier, A. Schiele, M. Avraam, M. Horodinca, and A. Preumont. Bowden cable actuators for torque feedback in haptic applications. In *Proc. Eurohaptics 2006 Conference*, pages 251–256, July 2006b.
- T. Nef, M. Mihelji, and R. Riener. Armin : a robot for patient-cooperative arm therapy. *Medical & Biological Engineering & Computing*, 45 :887–900, September 2007.
- C. Norkin and J. White. *Measurement of joint motion, a guide to goniometry, 2nd edition*. F. A. Davis Company, 1995.
- M. O'Malley and M. Goldfarb. The effect of force saturation on the haptic perception of detail. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 7(3) :280–288, September 2002.
- A. Peer and M. Buss. A new admittance type haptic interface for bimanual manipulations. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 13(4) :416–428, August 2008.
- J. C. Perry, J. Rosen, and S. Burns. Upper-limb powered exoskeleton design. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 12(4) :408–417, August 2007.
- S. Pheasant. *Bodyspace, anthropometry, ergonomic and the design of work, 2nd Edition*. CRC Press, 1996.
- C. Richard and M. Cutkosky. Contact force perception with an ungrounded haptic interface. In *Proc. 6th ASME IMECE Annual Symposium on Haptic Interfaces*, pages 181–187, November 1997.

- J. Rosen, J. C. Perry, N. Manning, S. Burns, and B. Hannaford. The human arm kinematics and dynamics during daily activities - toward a 7 dof upper limb powered exoskeleton. In *Proc. International Conference on Advanced Robotics ICAR05*, pages 532–539, July 2005.
- T. Sashida and T. Kenjo. *An Introduction to Ultrasonic Motors*. Oxford University Press, 1994.
- A. Schiele. *Wearable Robots : Biomechatronic Exoskeletons*, J.L. Pons, chapter Case Study : The Ergonomic EXARM Exoskeleton, pages 248–255. John Wiley & Sons Ltd., 2008.
- A. Schiele, P. Letier, van der Linde R.Q., and van der Helm F.C.T. Bowden cable actuator for force-feedback exoskeletons. In *Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems IROS 2006*, 2006.
- H. Tan, M. Srinivasan, B. Eberman, and B. Cheng. Human factors for the design of force-reflecting haptic interfaces. In *Proc. of the Dynamic Systems and Control Conference*, volume DSC-55-1, 1994.
- N. Tsagarakis and D. Caldwell. Development and control of a "soft-actuated" exoskeleton for use in physiotherapy and training. *Autonomous Robots*, 15 : 21–33, 2003.
- S. Wiker, E. Hershkowitz, and J. Zik. Teleoperator comfort and psychometric stability : criteria for limiting master-controller forces of operation and feedback during telemanipulation. In *Proc. NASA Conference on Space Telerobotics*, volume 1, pages 99–107, February 1989.



## Chapitre 5

# Contrôle de l'exosquelette SAM

### 5.1 Introduction

Dans le chapitre 2, différentes méthodes de contrôle haptiques ont été étudiées sur un système à 1 degré de liberté. Ce chapitre est consacré à la mise en oeuvre de ces stratégies sur l'exosquelette SAM présentant plusieurs ddl. La structure de ce chapitre se base sur les deux types d'expériences réalisées.

Dans un premier temps, durant le développement préliminaire de SAM, des expériences en réalité virtuelle ont été menées avec la librairie software haptique CHAI 3D (Chai). L'exosquelette est alors relié directement à une réalité virtuelle, sans présence d'un robot esclave, et avec laquelle les informations de position et de force sont échangées. Les méthodes de contrôle Force-Position et par admittance ont été testées. Les autres stratégies présentées dans le chapitre 2 nécessitent un retour de l'information de position d'un esclave et n'ont donc pas été implémentées. La particularité par rapport aux expériences à 1 ddl est la nécessité d'effectuer les échanges d'information dans l'espace cartésien, étant donné que la réalité virtuelle est indépendante de la cinématique de l'interface haptique.

La deuxième partie du chapitre illustre les expériences menées sur un système de téléopération maître/esclave dans le cadre du projet EXOSTATION (chapitre 6), SAM étant relié à un simulateur de robot. Pour les systèmes de téléopération à plusieurs degrés de liberté, l'échange des informations de position et de force peut être effectué soit dans l'espace articulaire (angles et couples des joints), soit dans l'espace cartésien (position et force de l'effecteur ou d'un point de la structure). L'avantage de l'approche cartésienne est de pouvoir contrôler des appareils possédant une cinématique différente, étant donné que les informations sont converties dans un espace commun. Cependant, cela nécessite dans la majorité des cas le

calcul d'une cinématique ou dynamique inverse. Pour des structures cinématiques redondantes, cela peut rendre le contrôle beaucoup plus compliqué. A l'inverse, l'approche articulaire nécessite une correspondance cinématique entre le maître et l'esclave mais permet un contrôle joint par joint, beaucoup plus simple à implémenter. Dans le projet EXOSTATION, le PA-10, utilisé comme robot esclave, possède une structure anthropomorphique, comparable à celle du bras humain et de l'exosquelette SAM. C'est l'approche articulaire qui a donc été privilégiée. Outre les méthodes déjà étudiées avec la réalité virtuelle, une autre stratégie de contrôle, basée sur trois canaux de communication, sera également proposée.

## 5.2 Réalité virtuelle

Dans la littérature, la plupart des applications des exosquelettes sont liées à l'utilisation d'une réalité virtuelle. Ils sont contrôlés soit en Force-Position (impédance) soit en admittance. Comme présenté dans le chapitre 2, dans le contrôle Force-Position, l'interface haptique mesure la position de l'utilisateur et contrôle la force qui lui est appliquée. A l'inverse, dans le contrôle par admittance, l'interface mesure la force d'interaction avec l'opérateur et c'est la position qui est contrôlée pour produire l'effet haptique. Dans cette section, nous allons décrire l'implémentation de ces deux schémas de contrôle. Nous allons également mettre en évidence les limites d'utilisation du schéma Force-Position avec l'exosquelette et l'amélioration apportée par le contrôle local hybride. Pour les expériences, le contrôle est géré par une DSP dSpace associée à Matlab/Simulink à une fréquence de 1 kHz. L'implémentation software est similaire à celle utilisée pour les études à 1 ddl dans le chapitre 3.

### 5.2.1 Contrôle Force-Position : mise en oeuvre et limites

La méthode Force-Position est la plus largement utilisée pour le contrôle des exosquelettes haptiques. L' UWash (Perry et al., 2007), le PMA (Tsagarakis and Caldwell, 2003), le L-Exos (Salsedo et al., 2004) et l'EAM (Bin et al., 1995) sont des exemples d'exosquelettes utilisant cette méthode. Elle permet de produire des effets haptiques de manière "simple", sans recourir, au niveau de l'exosquelette, à des capteurs d'efforts ou à des calculs de cinématique ou de dynamique inverse.

La Figure 5.1-(a) représente le schéma de contrôle Force-Position pour l'exosquelette relié à un environnement virtuel. La position cartésienne de l'extrémité du maître  $X_m$  est calculée à partir de la mesure des positions articulaires  $\Theta_m$  (obtenues à chaque joint par les encodeurs) et de la cinématique directe de l'exosquelette (Annexe A.1). Le résultat est envoyé pour contrôler la position du curseur dans la réalité virtuelle. En cas de contact, celle-ci renvoie une consigne de force

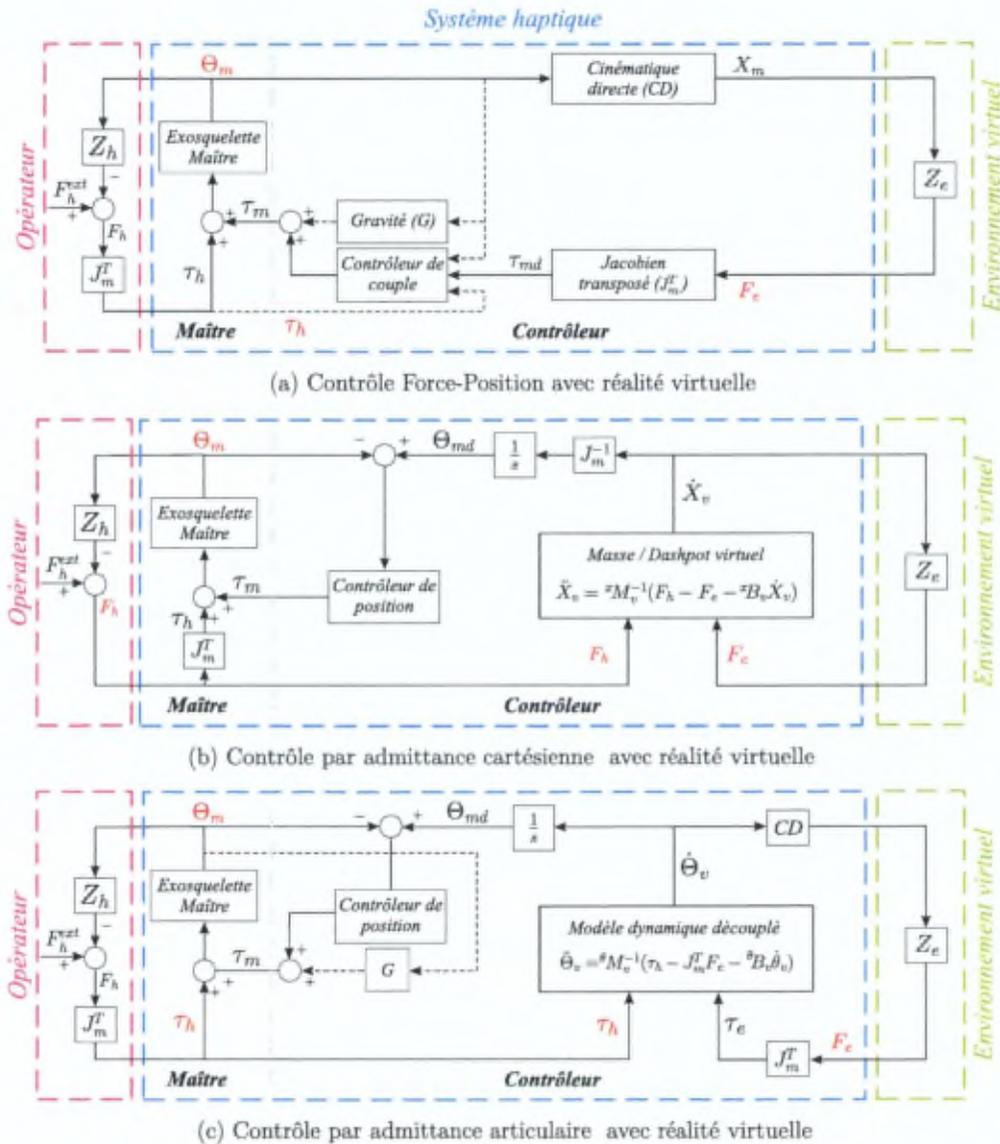


FIGURE 5.1 – Schémas de contrôle de l'exosquelette relié à une réalité virtuelle. Les variables rouges correspondent aux grandeurs mesurées sur le setup. Les lignes en pointillés correspondent à l'utilisation de blocs *optionnels* comme la compensation de gravité  $G$  et le contrôle local en couple hybride (sur base de la mesure  $\tau_h$ ).

cartésienne  $F_e$  calculée par,

$$F_e = -Z_e X_m \quad (5.1)$$

avec  $Z_e(s) = ({}^x B_e s + {}^x K_e)$  l'impédance de l'environnement virtuel avec la matrice diagonale de raideur cartésienne  ${}^x K_e$  et de viscosité  ${}^x B_e$ . Cette force cartésienne est convertie en consigne articulaire  $\tau_{md}$  par le jacobien transposé du maître. Le vecteur des commandes motrices en boucle ouverte (sans contrôle local) est donné par,

$$\tau_m = \tau_{md} = J_m^T F_e + G(\Theta_m) \quad (5.2)$$

La compensation de gravité, représentée par le vecteur  $G(\Theta_m)$ , permet de diminuer la fatigue de l'utilisateur et de limiter la perception du poids propre de l'interface (Annexe A.2).

La Figure 5.2 représente une expérience de suivi de formes géométriques virtuelles, réalisée avec SAM. Le bon suivi illustre la capacité de l'exosquelette, associé à ce simple schéma de contrôle, à créer un effet haptique concret sur l'utilisateur ainsi qu'à contrôler correctement la direction de la force cartésienne.

Toutefois, comme il l'a été expliqué dans l'étude à 1 ddl, le principal désavantage de cette méthode est la transparence présentée à l'utilisateur en mouvement libre. Il va ressentir la dynamique naturelle de l'interface, et principalement sa friction. Les joints présentant le plus haut niveau de friction naturelle sont les joints 3 et 5, cela dû à l'utilisation des roulements externes (qui entourent le bras). La friction des autres articulations est principalement influencée par la présence des réducteurs planétaires et du nombre de leurs étages ; ce dernier a été limité à deux pour permettre un mouvement naturel de l'exosquelette, même si un niveau de friction, situé entre 0.8 et 0.1 Nm (en fonction du joint) est ressenti par l'utilisateur.

Durant les premières expériences, nous avons mis en évidence des variations du niveau de friction des joints en fonction du couple produit par l'actionnement. Pour illustrer ce phénomène, la Figure 5.3-(a) représente le couple de friction mesuré sur le joint 2 lors d'un mouvement libre de flexion/extension de l'épaule, et ce pour différents niveaux de compensation de gravité (exprimé en % par rapport à une compensation complète)<sup>1</sup>. Lors du mouvement de flexion du bras vers le haut (zone 1), la friction présentée par le joint est sensiblement identique pour chacun des tests. Par contre, lors de l'extension vers le bas (zone 2), nous pouvons mettre en évidence une augmentation des efforts ressentis, corrélés avec l'augmentation

1. Sans compensation, le capteur de couple ne mesure que les effets de friction et pas de gravité du système. Ceux-ci sont repris au niveau des orthèses de fixation avec le bras. Avec la compensation de gravité, l'actionnement produit cependant un offset sur la mesure de couple. Cet offset doit être soustrait de la mesure pour isoler la contribution de la friction (calcul effectué en temps réel dans le contrôleur).

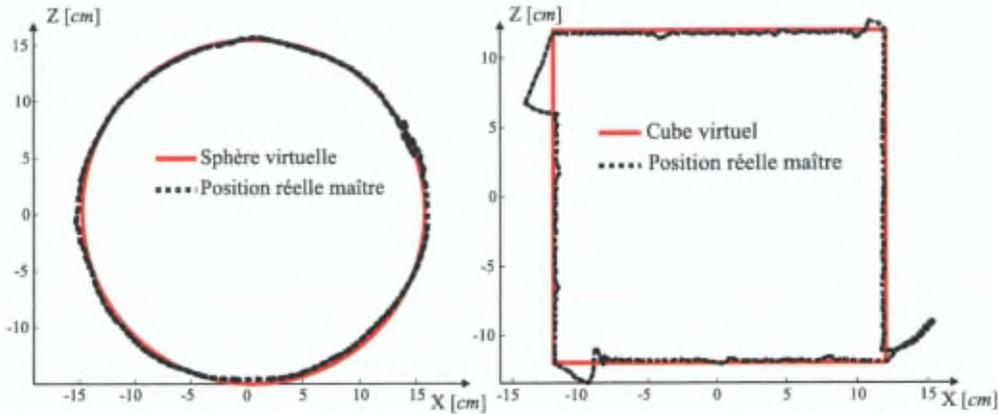


FIGURE 5.2 – Expériences de suivi de formes géométriques virtuelles avec l'exosquelette SAM (contrôle Force-Position).

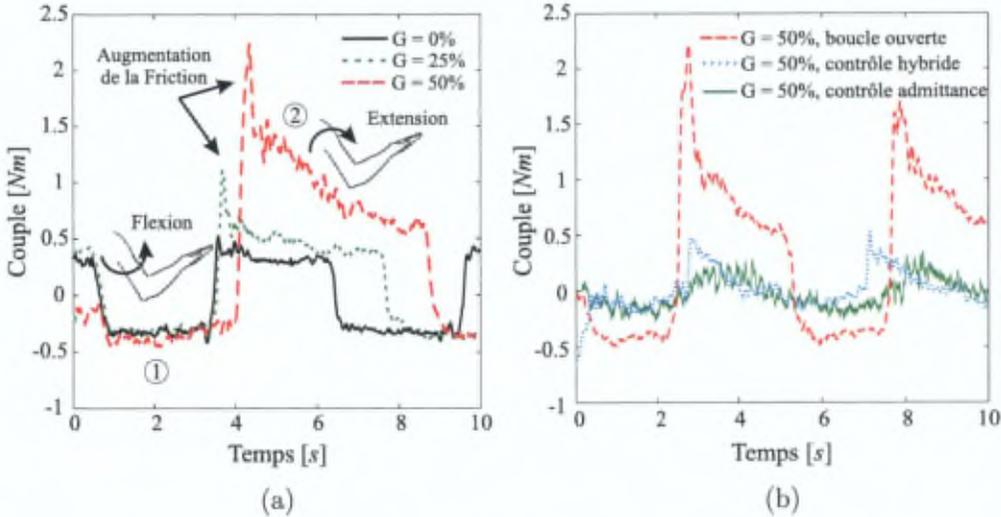


FIGURE 5.3 – (a) Friction du joint 2, lors d'un mouvement aller-retour de flexion/extension de l'épaule, pour différents niveaux de compensation de gravité avec le contrôle Force-Position en boucle ouverte (idéalement, sans friction, la mesure doit être nulle). (b) Comparaison boucle ouverte, contrôle local hybride et admittance pour 50% de compensation.

du niveau de compensation de gravité. Cet effet s'explique par l'existence d'une asymétrie de la friction des réducteurs planétaires en fonction du sens du mouvement par rapport au couple appliqué (Garrec, 2002). Cette asymétrie s'amplifie avec l'augmentation du couple produit par l'actionneur. Cet effet trouve son origine dans l'augmentation de la charge appliquée sur les dents du réducteur, qui tend à augmenter la friction de Coulomb (Gogoussis and Donath, 1987). A partir d'un niveau de couple de compensation d'environ 3-4 Nm, le mouvement du joint 2 devient irréversible.

Le même phénomène a été observé lorsque l'exosquelette entre en contact avec une surface de faible raideur dans la réalité virtuelle. La Figure 5.4-(a) représente les couples articulaires (consignes  $\tau_{md}$  et mesures  $\tau_h$ ) lors d'une expérience de contact d'une surface virtuelle  $Z = cst$  à faible raideur ( $k_e^z = 100 N/m$ ). Seuls les joints 1, 2 et 4 sont illustrés étant donné que le joint 3 ne contribue pas beaucoup à ce contact et que les joints du poignet n'étaient pas implémentés durant les expériences de réalité virtuelle. Nous pouvons observer d'une part les effets dynamiques en mouvement libre (lorsque la consigne  $\tau_{md} = 0$ ), représentant les effets de friction et d'inertie, et d'autre part, une grande erreur dans le tracking en contact. Plus l'opérateur pénètre la surface, plus le couple moteur est important, ce qui augmente le niveau de friction. Sur base des mesures articulaires, la force cartésienne équivalente à l'extrémité de l'exosquelette a été estimée à partir de  $F = J^{-T}\tau$  (Figure 5.5-(a),I) ainsi que la raideur cartésienne en Z (Figure 5.5-(b),I)<sup>2</sup>. L'augmentation de la friction a pour effet d'augmenter la raideur apparente, comparée à celle de l'environnement virtuel. Cela peut même mener au blocage de l'exosquelette. Ce phénomène est principalement perceptible pour les contacts "mous" ( $k_e^z < 500 N/m$ ). Pour les contacts rigides, il est en effet difficile de faire la distinction entre le blocage du système et la raideur réelle. Même si en pratique la sensation de contact semble bien dirigée suivant l'axe Z, les erreurs sur les couples articulaires impliquent l'apparition de forces dans les autres directions (X et Y).

Sans les effets dus à l'augmentation de la friction, la transmission de raideur entre la réalité virtuelle et le maître est théoriquement assurée (dans les limites de capacité d'actionnement et de la raideur mécanique de la structure). Pour rappel dans le cas de la téléopération, suivant l'éq.(2.20), c'est le gain proportionnel du contrôleur de position de l'esclave qui limite la raideur transmissible. Or, ici, il est absent. Cependant, la raideur de l'environnement virtuel permettant un contact stable est limitée à cause de l'échantillonnage dans le calcul de la réalité virtuelle. Nous pouvons faire une analogie avec les systèmes de téléopération : si nous consi-

2. L'inversion du Jacobien des forces est effectuée par la méthode de décomposition en valeurs singulières (SVD).

dérons l'esclave en contact rigide ( $Z_e = \infty$ ), les gains proportionnels et dérivés du contrôleur de position auront alors le même effet que les paramètres de raideur et de viscosité de l'environnement de la réalité virtuelle. Cela a pour conséquence que les conclusions relatives à l'étude de stabilité, présentée à la section 2.5 et par l'éq.(2.40) sont également applicables ici : les frottements du maître et la viscosité de l'environnement virtuel permettent une raideur d'environnement plus élevée tandis que l'augmentation de la période d'échantillonnage a l'effet inverse. Comme dans le chapitre 3, les expériences en réalité virtuelle ont été réalisées avec une fréquence de contrôle de 1  $kHz$ .

En résumé, l'utilisation de la méthode de contrôle Force-Position en boucle ouverte sur l'exosquelette permet d'obtenir simplement des effets haptiques corrects pour des contacts rigides et sans compensation de gravité. Cependant, dans les autres cas, les performances haptiques en mouvement libre et en contact sont rapidement dégradées et le système peut devenir inutilisable. Nous examinons ci-dessous d'autres méthodes de contrôle permettant d'améliorer cette situation.

### 5.2.2 Contrôle local en force hybride

Pour améliorer les performances de friction en mouvement libre et la fidélité en contact, un contrôleur local hybride, comparable à celui présenté à la section 2.4.3.2 peut être mis en oeuvre sur chaque joint de l'exosquelette. Pour rappel, cette méthode associe une rétroaction en force (à basse vitesse) et une compensation par modèle feedforward (à haute vitesse). Elle nécessite donc une mesure du couple à chaque joint (vecteur  $\tau_h$ ), accessible sur l'exosquelette SAM. La commande du moteur du joint  $i$  est définie par,

$$\tau_{m_i} = \tau_{md_i} + {}^0K_{f_i}(\tau_{md_i} - \tau_{h_i}) \frac{\omega_{a_i}}{\omega_{a_i} + |\dot{\Theta}_{m_i}|} + \hat{Z}_{m_i} \frac{|\dot{\Theta}_{m_i}|}{\omega_{b_i} + |\dot{\Theta}_{m_i}|} + G_i(\Theta) \quad (5.3)$$

avec  ${}^0K_f$  la matrice diagonale des gains de rétroaction en force,  $G(\Theta)$  le vecteur de compensation de gravité et  $\hat{Z}_{m_i}$  le modèle de friction de Coulomb du joint  $i$ ,

$$\hat{Z}_{m_i} = \tau_{c_i} \text{sign}(\dot{\Theta}_{m_i}) + b_{c_i} \dot{\Theta}_{m_i} \quad (5.4)$$

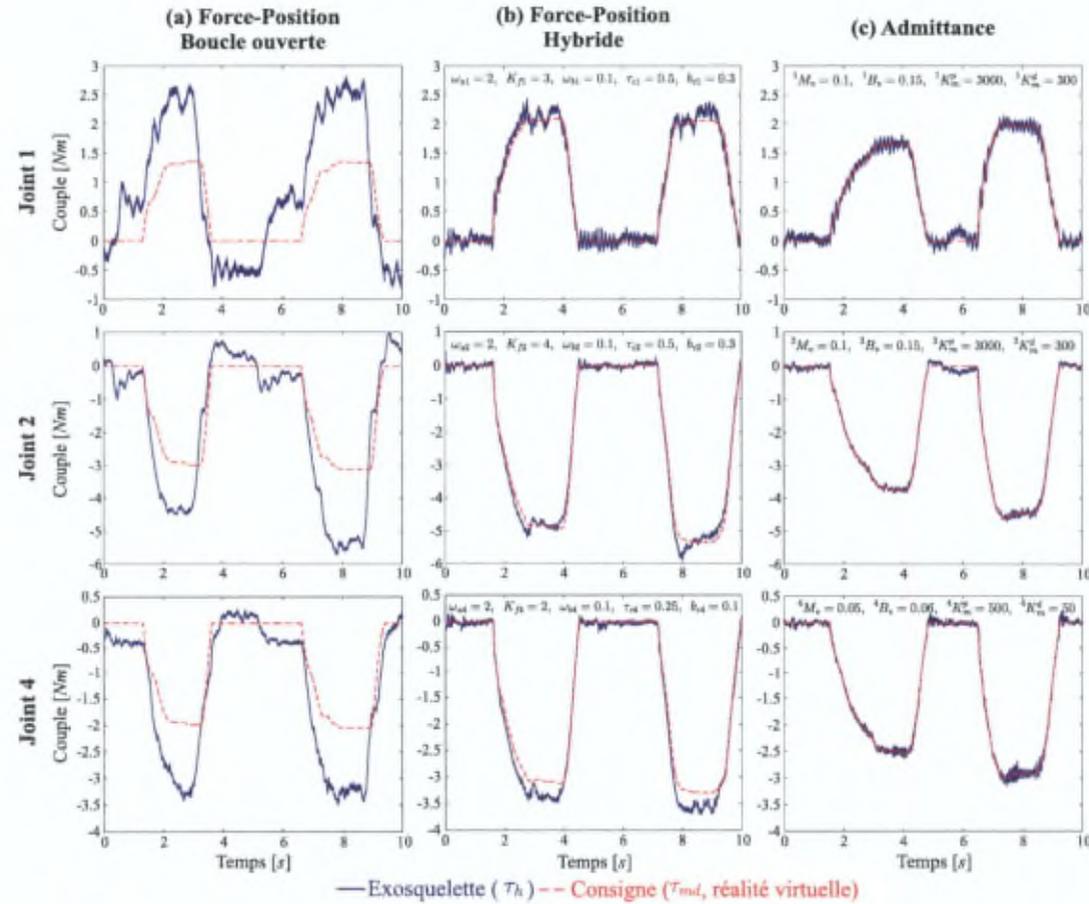


FIGURE 5.4 – Consignes et couples articulaires mesurés lors d’une expérience de contact d’une surface virtuelle  $Z = cst$  ( $K_c = 100 \text{ N/m}$ ); comparaison pour les différents schémas de contrôle implémentés lors des tests en réalité virtuelle.

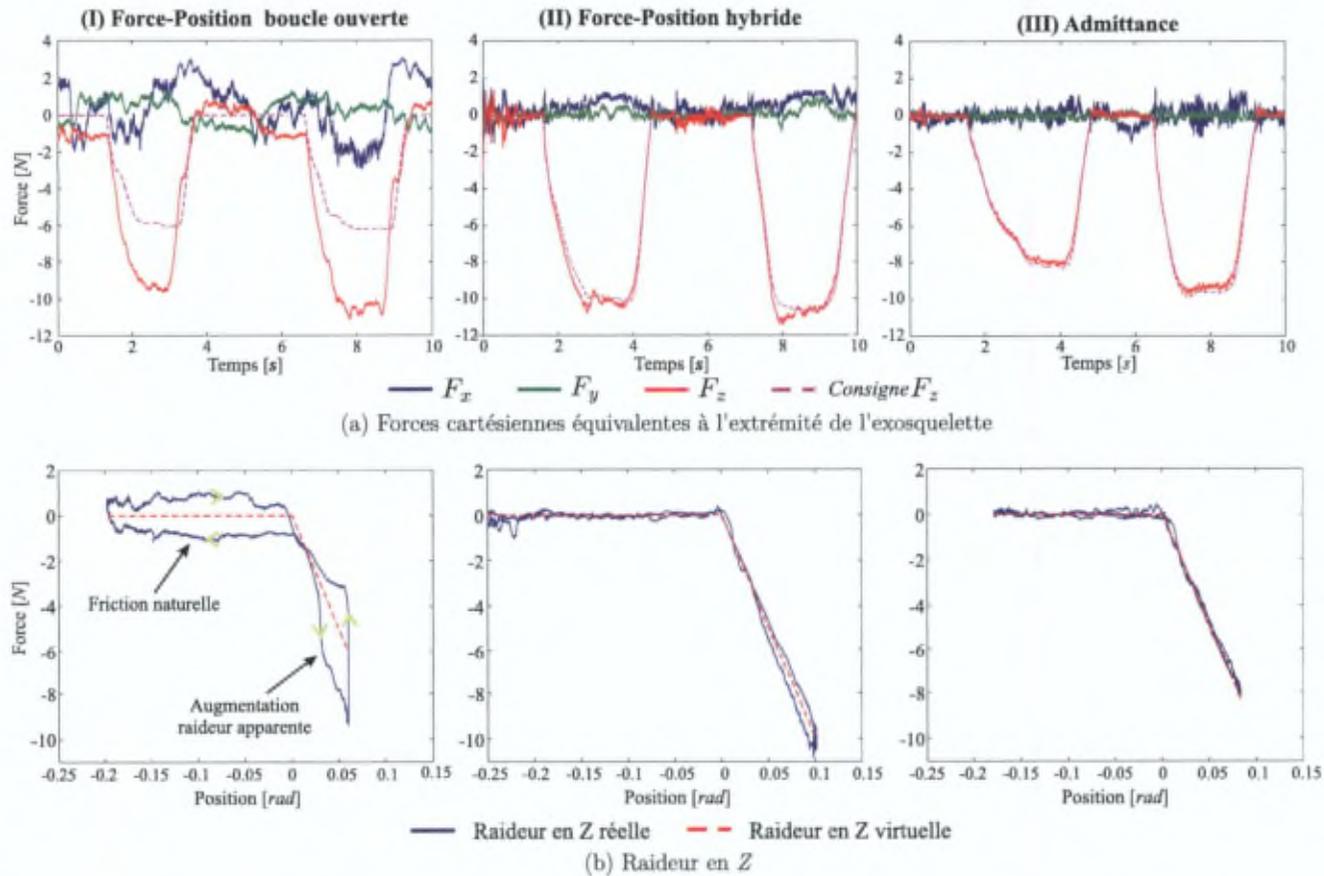


FIGURE 5.5 – Estimation (a) des forces cartésiennes équivalentes à l'extrémité de l'exosquelette et (b) de la raideur en Z ressentie, lors d'un expérience de réalité virtuelle (mouvement libre et contact  $Z = cst(K_e = 100 N/m)$ ); comparaison pour les différents schémas de contrôle.

En présence d'un capteur de force cartésien à l'extrémité de l'exosquelette (implémenté sur certains systèmes à base fixe), la rétroaction en couple peut être effectuée dans l'espace cartésien avec la matrice de gains  ${}^x K_f$  et ensuite convertie par le jacobien des forces  $J_m^T$ . Pour un comportement équivalent, les matrices de gains de rétroaction articulaire et cartésienne sont théoriquement reliées par,

$${}^\theta K_f = J_m^T {}^x K_f J_m \quad (5.5)$$

Pour illustrer les performances obtenues, la Figure 5.6 compare les différentes méthodes de compensation individuelles (modèle feedforward et contrôle en couple seuls) avec la compensation hybride pour le joint 3 en mouvement libre. Pour chaque situation, les paramètres de contrôle ont été déterminés empiriquement. La compensation par modèle ne nécessite pas de capteur de couple. Bien qu'une bonne performance soit atteinte en mouvement (au centre), lors du changement de direction, une stiction apparaît. Cela s'explique par la nécessité de limiter les effets de la compensation autour de la vitesse nulle pour éviter des oscillations à cause de la discontinuité du modèle de friction (5.4). Avec seulement le contrôleur en couple, la friction est réduite de manière uniforme mais les gains de rétroaction, et donc le niveau de réduction de la friction, sont limités par la stabilité du système. Comparée à la méthode précédente, celle-ci offre l'avantage de réduire également les autres effets dynamiques mesurés par les capteurs, comme l'inertie. Finalement, le contrôleur hybride combine les avantages des deux solutions précédentes. Son utilisation sur le joint 2, a également permis de diminuer les effets de la compensation de gravité, rendant sa mise en oeuvre possible (Figure 5.3-(b)). De même, en contact mou, l'exosquelette présente une meilleure fidélité par rapport aux couples articulaires, aux forces cartésiennes et à la raideur (Figures 5.4 et 5.5).

Plus le gain de rétroaction en couple d'un joint est élevé, plus sa friction naturelle ainsi que les variations par rapport à la charge seront réduites. Cependant, ce gain est limité par la stabilité de la boucle de rétroaction. Les effets de variations ne sont donc pas éliminés et peuvent à nouveau être perceptibles pour des couples moteurs plus importants. La diminution des frottements dans l'exosquelette a également pour conséquence de diminuer la raideur maximale de l'environnement virtuel  ${}^x K_e$  qui peut être présentée de manière stable. Le Tableau 5.1 fournit la raideur maximale en  $Z$  pour les différents schémas de contrôle étudiés en réalité virtuelle et en téléopération (pour les paramètres des expériences présentées précédemment). Nous pouvons observer une diminution entre l'expérience en boucle ouverte et en contrôle local hybride, dans les deux configurations cinématiques du bras (plié et tendu). Il faut cependant rappeler que dans le cas du contrôle en boucle ouverte, la raideur maximale réellement présentée à l'utilisateur n'est pas celle de l'environnement virtuel mais celle due au blocage du système d'actionnement. Augmenter  ${}^x K_e$  au dessus d'une certaine valeur ne change alors plus le

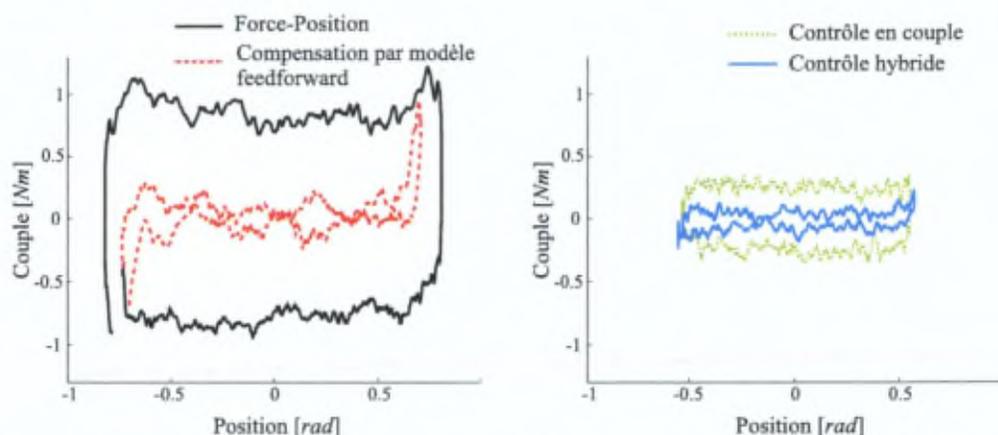


FIGURE 5.6 – Comparaison des différents méthodes de contrôle implémentées sur le joint 3 pour diminuer sa friction en mouvement libre. Représentation du niveau de couple nécessaire pour bouger le joint dans un mouvement d'aller-retour lent.

comportement du système. Nous pouvons également observer une diminution de la raideur maximale cartésienne lorsque le bras est tendu.

En résumé, le contrôle local hybride offre une solution aux problèmes de compensation de gravité et de contacts "mous" observés avec le contrôle Force-Position simple. Néanmoins, comme nous l'avons évoqué dans le chapitre 2, un compromis doit être défini entre l'amélioration des performances et la stabilité en mouvement libre et en contact.

### 5.2.3 Contrôle par admittance

La présence des capteurs de couple aux articulations de l'exosquelette SAM permet également d'implémenter le contrôle par admittance. Dans cette stratégie, l'échange des signaux de position et de force s'effectue dans le sens inverse à la méthode Force-Position. Les forces/couples mesurés au maître sont appliqués sur une entité virtuelle dont la position sert de référence pour contrôler d'un côté l'exosquelette et de l'autre l'esclave ou, ici, l'environnement virtuel. Cela offre ainsi l'avantage de pouvoir utiliser les mêmes programmes de réalité virtuelle qu'avec les méthodes précédentes.

Grâce au contrôleur de position de l'exosquelette, l'idée de cette approche est de remplacer la dynamique naturelle de l'interface haptique par celle de l'entité virtuelle. Elle est donc particulièrement adaptée aux interfaces haptiques présentant de grandes frictions et inerties. Le Vishard10 (Stanczyk et al., 2006), une interface haptique murale d'une taille comparable à celle d'un exosquelette, et les exosque-

| Réalité virtuelle 1 kHz     | Bras plié<br>( $\theta_4 = 90^\circ$ ) [N/m] | Bras tendu<br>( $\theta_4 = 0^\circ$ ) [N/m] |
|-----------------------------|--|--|
| Boucle ouverte              | >20.000                                      | 8000   |
| Contrôle hybride            | 8.000  | 3500   |
| Admittance                  | 12.000                                       | 5000   |
| <b>Téléopération 500 Hz</b> |  |  |
| Boucle ouverte              | 4.100  | 1600   |
| Contrôle hybride            | 1200   | 100  |
| 3C                          | 2.000  | 700  |

TABLE 5.1 – Raideur cartésienne maximale de l'environnement suivant  $Z$  ( $b_e^z = 10 \text{ Ns/m}$ ) utilisable pour les différentes méthodes de contrôle testées en réalité virtuelle (1 kHz) et en téléopération (500 Hz). Par expérience, une sensation peut être qualifiée de rigide à partir de 2500 N/m.

lettes Sensor Arm (Nakai et al., 1998) et MGA (Carignan et al., 2007) utilisent le contrôle par admittance. Dans ce dernier, des réducteurs de type *Harmonic drive* offrent de très bons rapports couple/poids et couple/volume mais présentent, en même temps un très haut niveau de friction à l'utilisateur.

En fonction du type de capteurs d'efforts présents sur la structure, différentes solutions peuvent être considérées. Le MGA et le Vishard10 sont des interfaces à base fixe et possèdent un capteur de force à 6 ddl à l'extrémité, au niveau de la préhension de l'opérateur. Le contrôle par admittance est alors effectué dans l'espace cartésien (Figure 5.1-(b)). La force cartésienne de l'opérateur  $F_h$  ainsi que la force d'interaction de la réalité virtuelle  $F_e$  sont appliquées sur un système masse/dashpot dont les caractéristiques dynamiques sont définies par les matrices d'inertie  ${}^x M_v$  et d'amortissement  ${}^x B_v$ . L'accélération, la vitesse et la position de l'entité virtuelle sont calculées par intégration de l'équation dynamique,

$$\ddot{X}_v = {}^x M_v^{-1}(F_h - F_e - {}^x B_v \dot{X}_v) \quad (5.6)$$

Ce résultat est alors utilisé pour contrôler en position l'exosquelette maître. La consigne cartésienne  $X_v$  est convertie en articulaire, soit par approche analytique, soit par l'inversion de la matrice jacobienne,

$$\dot{\Theta}_{md} = J_m^{-1} \dot{X}_v \quad (5.7)$$

Un contrôle de la position articulaire est alors effectué sur chaque joint avec  ${}^\theta K_p$  et  ${}^\theta K_d$  les matrices diagonales des gains proportionnels et dérivés articulaires,

$$\tau_m = {}^\theta K_p(\Theta_{md} - \Theta_m) + {}^\theta K_d(\dot{\Theta}_{md} - \dot{\Theta}_m) \quad (5.8)$$

Cette approche nécessite l'inversion du jacobien, ce qui n'est pas toujours simple à réaliser (redondances,...). Par contre, le capteur étant placé à l'extrémité de la structure, il ne mesure pas le poids de l'exosquelette. Sans intervention de l'utilisateur, aucune force n'est donc envoyée vers la masse virtuelle et sa position, ainsi que celle de l'exosquelette, restent fixes. La compensation de gravité est donc automatiquement réalisée.

Dans le cas de SAM, l'utilisateur est fixé à plusieurs endroits de l'exosquelette. Il a donc été choisi de mesurer les efforts localement au niveau de chaque articulation. Pour implémenter l'éq.(5.6) il faudrait calculer la force cartésienne équivalente. Cependant, d'une part, cela nécessite l'inversion du Jacobien ( $F_h = J^{-T} \tau_h$ ), et d'autre part il y a plusieurs points d'action de la force (potentiellement à chaque fixation). Pour éviter ces difficultés, nous proposons de préserver le caractère articulaire pour le contrôle par admittance (Figure 5.1-(c)). L'entité virtuelle est alors définie par un modèle dynamique découplé possédant une cinématique équivalente à celle de l'exosquelette maître. La mesure des couples articulaires  $\tau_h$  et la force cartésienne de l'environnement sont appliquées sur ce système dont la dynamique est définie par,

$$\ddot{\Theta}_v = {}^{\theta}M_v^{-1}(\tau_h - J_m^T F_e - {}^{\theta}B_v \dot{\Theta}_v) \quad (5.9)$$

avec  ${}^{\theta}M_v$  et  ${}^{\theta}B_v$  les matrices articulaires diagonales d'inertie et d'amortissement de l'entité virtuelle<sup>3</sup>. Le découplage revient à contrôler chaque joint individuellement. La position articulaire  $\Theta_v$  est directement utilisée comme consigne, dans l'éq.(5.8), pour le contrôle en position des joints de l'exosquelette. Aucun calcul inverse n'est nécessaire. La position cartésienne de l'extrémité de l'entité virtuelle est calculée par cinématique directe pour être envoyée vers l'environnement de la réalité virtuelle. Contrairement à l'approche cartésienne, la compensation de gravité n'est pas réalisée automatiquement. En effet, si l'utilisateur ne soutient pas le système à travers les orthèses de fixation, ce sont les cabestans qui vont reprendre l'effort de gravité. Celui-ci sera donc mesuré, impliquant un mouvement de l'entité virtuelle et donc de l'exosquelette.

Les paramètres du contrôle par admittance sont d'une part les caractéristiques dynamiques de l'entité virtuelle et d'autre part les gains des contrôleurs de position à chaque joint de l'exosquelette (proportionnels et dérivés). L'inertie et l'amortissement de l'entité virtuelle doivent être diminués le plus possible pour limiter les sensations ressenties par l'opérateur tout en garantissant la stabilité en mouvement libre. De même, les gains des contrôleurs de position doivent être

3. Cette approche semble avoir été implémentée sur le Sensor Arm (Nakai et al., 1998), bien qu'ils parlent d'une masse virtuelle comme dans l'approche cartésienne. D'autre part, les couples articulaires sont estimés à partir de mesures de forces cartésiennes aux attaches et à l'extrémité.

suffisamment importants pour clairement effacer la dynamique de l'interface haptique au profit de l'entité virtuelle tout en garantissant la stabilité en contact. Des gains proportionnels ( ${}^{\theta}K_p^i$ ) de  $3000 \text{ Nm/rad}$  et dérivés ( ${}^{\theta}K_d^i$ ) de  $30 \text{ Nms/rad}$  sont utilisés, par exemple, sur les joints 1 et 2 de l'exosquelette.

Les Figures 5.4 et 5.5 comparent les résultats de la méthode par admittance avec la stratégie Force-Position (simple et avec contrôle hybride) pour une expérience de contact à faible raideur. Les paramètres de contrôle ont été fixés empiriquement et cela correspond au meilleur résultat obtenu. Nous pouvons mettre en évidence le très bon comportement du contrôle par admittance, en mouvement libre et en contact. La qualité de la raideur transmise est supérieure aux autres stratégies et la force en  $Z$  est clairement isolée par rapport aux composantes en  $X$  et  $Y$ . En mouvement libre, la compensation des effets dynamiques est réalisée sans modèle feedforward, ce qui permet de s'affranchir des erreurs et des imprécisions de ce modèle.

Tout en assurant une transmission correcte de la raideur de l'environnement virtuel, le contrôle par admittance permet de reproduire des raideurs plus importantes que le contrôle hybride. D'autre part, par rapport au contrôle Force-Position, la sensation physique de rigidité est meilleure car elle n'est pas dominée par le blocage du système d'actionnement.

Avec l'ajout de la compensation de gravité, le système reste utilisable (Figure 5.3) Les effets résiduels observés sont principalement dus à la dynamique de l'entité virtuelle et ne sont pas beaucoup influencés par le choix du niveau de compensation de gravité.

En résumé, pour des applications en réalité virtuelle et avec une interface haptique qui présente des effets dynamiques non-négligeables (variation de friction,...), le contrôle par admittance nous a permis d'obtenir de meilleures performances haptiques que la stratégie Force-Position. Cependant, cela nécessite un capteur de force sur l'exosquelette et également l'implémentation du calcul de la dynamique de l'entité virtuelle.

### 5.3 Téléopération

Une deuxième série d'expériences a été réalisée avec le système maître/esclave du projet EXOSTATION (chapitre 6), dans lequel l'exosquelette est interfacé avec une simulation du bras manipulateur PA-10 (Mitsubishi). Pour la mise en oeuvre des méthodes de contrôle de téléopération haptique, il faut commander le robot esclave en position. Dans un premier temps, nous allons présenter succinctement le contrôle en position du robot esclave, en variables articulaires et en espace

cartésien. Nous renvoyons le lecteur vers d'autres références pour des méthodes plus sophistiquées (Craig, 1986)(Siciliano and Villani, 1999). Ensuite, nous allons décrire l'implémentation de la méthode Force-Position (simple et avec contrôle local hybride) ainsi qu'une méthode à 3 canaux, avec le renvoi de la position de l'esclave vers le maître, dans le but d'améliorer le comportement du système. La stratégie par admittance a été étudiée avec la réalité virtuelle après le début de la phase d'intégration d'EXOSTATION. Nécessitant une modification des contrôleurs (implémentation de la dynamique de l'entité virtuelle), cette méthode n'a pas été testée sur le setup de téléopération.

### 5.3.1 Contrôle de la position de l'esclave en espace articulaire

Dans le cas de l'envoi d'une consigne dans l'espace articulaire, une première méthode consiste à comparer, joint par joint, la consigne articulaire venant du maître  $\Theta_{sd}$  avec la position des joints de l'esclave pour produire la commande motrice,

$$\tau_s = {}^{\theta}K_p(\Theta_{sd} - \Theta_s) + {}^{\theta}K_d(\dot{\Theta}_{sd} - \dot{\Theta}_s) \quad (5.10)$$

avec  ${}^{\theta}K_p$  et  ${}^{\theta}K_d$  les matrices constantes diagonales des gains proportionnels et dérivés articulaires. Le principe est illustré à la Figure 5.7-(a). Ce type de commande est beaucoup utilisé dans le contrôle en position des robots industriels (Craig, 1986). Cependant, chaque joint est contrôlé individuellement sans considération de la configuration du robot et du couplage entre ses liens. Il est donc impossible de sélectionner des gains "optimaux" pour l'ensemble des configurations. En pratique, des gains élevés sont utilisés pour éliminer ces perturbations tout en garantissant la stabilité pour toutes les configurations envisagées. Des méthodes utilisant un modèle dynamique du manipulateur, permettant de découpler le contrôle, sont présentées dans (Craig, 1986) et (Siciliano and Villani, 1999).

### 5.3.2 Contrôle de la position de l'esclave en espace cartésien

Si la consigne de position du maître est envoyée en coordonnées cartésiennes  $X_{sd}$ , une méthode classique consiste à convertir celle-ci en consigne articulaire  $\Theta_{sd}$ , à travers la cinématique inverse du robot esclave (CI), et d'ensuite implémenter un contrôle similaire à ceux présentés ci-dessus (Figure 5.7-(b)). Contrairement à la cinématique directe, le calcul de la cinématique inverse d'un manipulateur n'est pas simple. Il peut être basé sur une approche soit analytique soit itérative. Il peut y avoir plusieurs solutions et la complexité grandit rapidement avec le nombre de degrés de liberté. Pour les robots redondants, qui possèdent un nombre de ddl supérieur à celui de leur espace de travail, il existe un nombre infini de solutions.

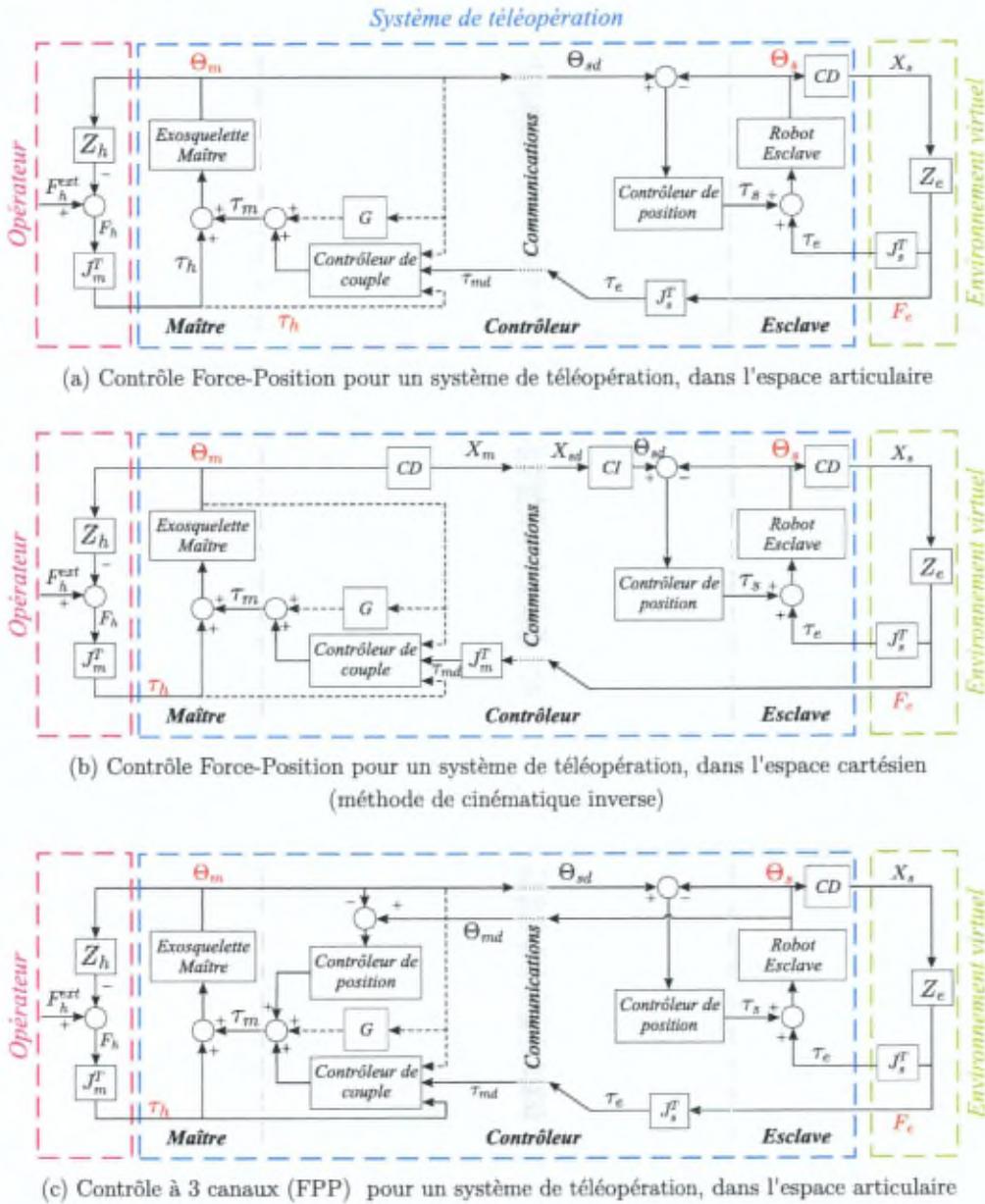


FIGURE 5.7 – Schémas de contrôle de l'exosquelette en mode téléopération ((a) et (c) implémentés dans EXOSTATION). Les variables rouges correspondent aux grandeurs mesurées sur le setup. Les lignes en pointillés correspondent à l'utilisation de blocs *optionnels* comme la compensation de gravité  $G$  et le contrôle local en couple hybride (sur base de la mesure  $\tau_h$ ).

Cette redondance peut être exploitée pour sélectionner, parmi toutes ces solutions, celle qui correspond le mieux à des critères définis (évitement de positions singulières, mouvement spécifique des joints intermédiaires,...) (Stanczyk et al., 2006).

Le contrôle en position de l'esclave peut également être réalisé sur base de l'erreur de position dans l'espace cartésien. Nous pouvons définir une force cartésienne désirée  $F_d$ , proportionnelle à l'erreur de position, et appliquée à l'extrémité du manipulateur dans le but de réduire cette erreur. Cette force est alors convertie en couple articulaire équivalent, par l'utilisation du jacobien transposé  $J_s^T$ ,

$$\tau_s = J_s^T F_d + G(\Theta) = J_s^T [{}^x K_p (X_{sd} - X_s) + {}^x K_d (\dot{X}_{sd} - \dot{X}_s)] + G(\Theta_s) \quad (5.11)$$

avec  ${}^x K_p$  et  ${}^x K_d$  les matrices de gains proportionnels et dérivés dans l'espace cartésien. Cette approche offre l'avantage de n'effectuer que des calculs "directs". La compensation de gravité peut être envisagée dans la mesure où son calcul est assez simple et qu'elle va permettre de limiter les erreurs dues à des gains de contrôle limités par la stabilité. La réponse en boucle fermée sera néanmoins influencée par les effets dynamiques du manipulateur.

### 5.3.3 Contrôle Force-Position

Comme évoqué dans l'introduction de ce chapitre, de part la similitude cinématique entre l'exosquelette et le robot téléopéré, nous avons choisi de réaliser le contrôle dans l'espace articulaire, joint par joint. La méthode Force-Position (en boucle ouverte et en contrôle local hybride) a initialement été testée. Sa mise en oeuvre est représentée par la Figure 5.7-(a). D'un côté, l'esclave est commandé en position par la commande moteur (5.10). Les gains des contrôleurs de position ont été sélectionnés pour assurer un suivi sans oscillations du robot esclave par rapport aux mouvements de l'exosquelette. De l'autre côté, le maître est commandé en force soit en boucle ouverte [éq.(5.2)] soit en contrôle local hybride [éq.(5.3)]. La force cartésienne d'interaction  $F_e$  entre le robot esclave et son environnement est convertie en consigne articulaire par  $J_s^T$ . Plusieurs points de contacts peuvent exister simultanément entre le robot et son environnement (extrémité, coude,...). Dans ce cas, la consigne de couple correspond à l'addition des forces d'interactions,

$$\tau_m = \sum_j J_{s_j}^T F_{e_j} \quad (5.12)$$

avec  $J_{s_j}^T$  le jacobien du robot esclave exprimé par rapport au point de contact  $j$ . Des robots manipulateurs, développés récemment, présentent à la fois une structure cinématique anthropomorphique et des capteurs de couple sur chaque joint

(Albu-Schaffer et al., 2007)(Rusconi et al., 2008). La mesure de couple articulaire de l'esclave peut alors être directement utilisée comme consigne sur l'exosquelette.

Une expérience de contact entre le robot simulé et un environnement de faible raideur ( $k_e^z = 100 \text{ N/m}$ ), est représentée à la Figure 5.8. Les gains élevés des contrôleurs de position du robot, permettant un bon suivi des commandes de mouvement, comparés au niveau de couple produit par l'opérateur (sans amplification), impliquent une erreur en contact très faible. Le tracking en position entre l'exosquelette et le robot n'est donc pas représenté. Des performances similaires, par rapport aux expériences de réalité virtuelle, ont été observées en terme de transparence (en mouvement libre et en contact). Cela démontre à nouveau l'utilité du contrôle local hybride. Cependant, de part les contraintes techniques de temps de calcul de la simulation (robot + environnement), la fréquence de contrôle de la chaîne haptique est limitée ici à  $500 \text{ Hz}$ . Cela diminue drastiquement la raideur d'environnement maximale transmissible de manière stable (Tableau 5.1). Dans le cas du contrôle hybride, nécessaire pour les contacts mous et la compensation de gravité, il devient difficile de représenter un contact rigide. Une valeur très faible de raideur a été observée avec le bras tendu, mais nous n'avons pas trouvé d'explication pour une telle diminution.

Pour pallier à ce problème de représentation d'une surface rigide, nous avons essayé, dans un premier temps, d'implémenter un contrôle à 4 canaux, comme étudié au chapitre 2. Nous n'avons cependant pas réussi à obtenir un comportement stable du système en mouvement libre, sa complexité et le grand nombre de paramètres rendant la recherche du problème difficile. Nous avons alors proposé une autre solution avec un contrôle à 3 canaux.

### 5.3.4 Contrôle à 3 canaux

L'implémentation du contrôle à 3 canaux est représentée à la Figure 5.7-(c). Il se base sur le contrôleur Force-Position avec contrôle local hybride en y ajoutant le canal de transfert de position de l'esclave vers le maître. La commande au maître est alors calculée par l'addition des commandes de position et de couple. Comme présenté dans le chapitre 2, l'avantage du contrôleur à deux canaux position/position est sa stabilité. Cependant, il augmente la friction ressentie par l'opérateur en mouvement libre. En couplant cette approche avec le contrôle local en force hybride, l'objectif est de préserver cette meilleure stabilité tout en limitant les effets additionnels de friction.

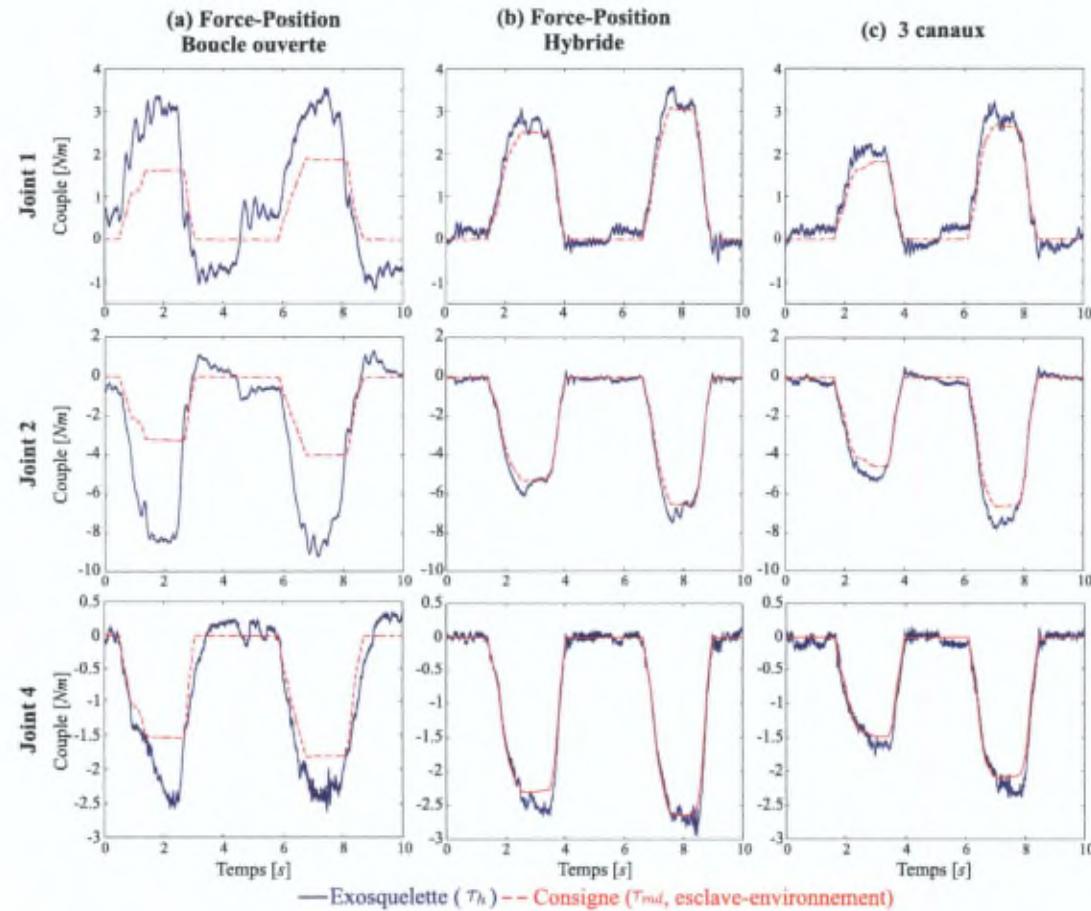


FIGURE 5.8 – Couples articulaires mesurés au maître et à l’esclave lors d’une expérience de contact, en téléopération, d’une surface  $Z = cst$  ( $K_e = 100N/m$ ), pour les différents schémas de contrôle implémentés lors des tests téléopération.

Les expériences ont montré la capacité de cette méthode à 3 canaux à préserver le tracking en force de l'exosquelette (Figure 5.8) tout en augmentant sa gamme de stabilité de manière suffisante pour pouvoir produire un contact rigide stable (Tableau 5.1). Cela a néanmoins pour effet d'augmenter légèrement la friction ressentie en mouvement libre et cela en fonction des gains des contrôleurs de position du maître, et principalement du gain dérivé. Plus celui-ci est élevé, plus la raideur maximale est importante, au détriment de la friction en mouvement libre. Un ajustement des paramètres du contrôle hybride, liés au modèle de friction, permet de s'adapter à ces effets additionnels.

Pour limiter la friction naturelle des deux derniers joints au poignet (plus grande sensibilité de l'utilisateur), nous avons sélectionné des réducteurs à un seul étage (chapitre 4). Nous avons observé que la dissymétrie présente pour les joints supérieurs n'apparaît quasi pas lors des contacts avec la méthode Force-Position et un bon tracking en couple est atteint. L'implémentation du contrôle local hybride améliore les frottements en mouvement libre, mais la friction naturelle est tout à fait acceptable. De plus, ces joints étant à l'extrémité de la structure, ils ne participent pas à la compensation de gravité. Pour ces raisons, le contrôle à 3 canaux et le contrôle hybride ne sont pas spécialement utiles et, habituellement, la méthode Force-Position simple est utilisée pour garantir une meilleure stabilité.

## 5.4 Conclusions

Ce chapitre a été consacré aux expériences de contrôle sur l'exosquelette SAM. Plusieurs méthodes ont été comparées en mode réalité virtuelle et en téléopération avec un robot esclave simulé dans le cadre du projet EXOSTATION.

La stratégie Force-Position est la méthode de base du contrôle des interfaces haptiques. Grâce à la manoeuvrabilité naturelle de l'exosquelette, elle permet de présenter des effets haptiques cohérents à l'utilisateur avec simplicité et sécurité. C'est cette méthode qui était utilisée la plupart du temps lors des démonstrations avec SAM. Elle présente cependant des limites d'utilisation dans le cas du rendu de faibles raideurs ou avec une compensation de gravité.

L'ajout du contrôle local de force hybride sur les joints du maître permet d'améliorer le tracking en force dans ces deux situations. Mais cela nécessite la présence de capteurs de couples aux articulations et la raideur maximale d'environnement permettant un contact stable est diminuée. Ce dernier point est particulièrement critique dans les expériences de téléopération qui sont réalisées avec une fréquence de contrôle plus faible (500 Hz).

Pour améliorer cette stabilité de contact en téléopération, nous avons proposé une

méthode originale à 3 canaux, en couplant la méthode Force-Position, le contrôle en couple local hybride et un contrôle de position sur l'exosquelette. Elle préserve le tracking en force en contact mou et avec une compensation de gravité tout en permettant des contacts suffisamment rigides. C'est cette méthode qui a été utilisée lors de la démonstration finale du projet EXOSTATION.

Pour finir, nous avons testé un contrôle par admittance, sur base des mesures de couple articulaires, pour les applications de réalité virtuelle. Cela nécessite la présence de capteurs de couple sur l'exosquelette ainsi que le calcul de la dynamique d'une entité virtuelle. De très bons résultats ont été obtenus en mouvement libre et en contact (rigide ou souple). Elle permet d'effacer quasi complètement la dynamique naturelle de l'exosquelette (frictions et inerties) au profit de celle de l'entité virtuelle. Cette méthode ouvre donc la voie pour le développement d'un exosquelette basé uniquement sur des réducteurs planétaires ou harmonic drive, permettant ainsi de s'affranchir du cabestan pour une meilleure compacité et une plus grande robustesse mécanique (usure du câble,...).

## 5.5 Références

- A. Albu-Schaffer, S. Haddadin, C. Ott, A. Stemmer, T. Wimbock, and G. Hirzinger. The DLR lightweight robot : design and control concepts for robots in human environments. *Industrial Robot : An International Journal*, 34(5) : 376–385, 2007.
- A. Bin, T. Massie, and V. Vayner. Sensory feedback exoskeleton Armmaster. US Patent 1995/006376, 1995.
- C. Carignan, J. Tang, S. Roderick, and M. Naylor. A configuration-space approach to controlling a rehabilitation arm exoskeleton. In *Proc. IEEE 10th International Conference on Rehabilitation Robotics ICORR 2007*, pages 179–187, June 13–15, 2007.
- Chai. 3D - <http://www.chai3d.org>.
- J. Craig. *Introduction to Robotics, Mechanics and Control*. Addison-Wesley Publishing Company, 1986.
- P. Garrec. *Téléopération et télérobotique*, Coiffet. P and Kheddar A., chapter Chapitre 2 : Systèmes mécaniques. Hermes, Paris, 2002.
- A. Gogoussis and M. Donath. Coulomb friction joint and drive effects in robot mechanisms. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 4, pages 828 – 836, Mars 1987.

- A. Nakai, T. Ohashi, and H. Hashimoto. 7 dof arm type haptic interface for teleoperation and virtual reality systems. In *Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, volume 2, pages 1266–1271, October 1998.
- J. C. Perry, J. Rosen, and S. Burns. Upper-limb powered exoskeleton design. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 12(4) :408–417, August 2007.
- A. Rusconi, P. Magnani, P. Campo, R. Chomicz, G. Magnani, C. Lambert, and G. Gruener. DEXARM engineering model development and testing. In *Proc. 10th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation (ASTRA 2008)*, ESTEC, Noordwijk, The Netherlands, November, 2008 2008.
- F. Salsedo, A. Dettori, and M. Bergamasco. Exoskeleton interface apparatus. Patent WO 2004/058458 A1, 2004.
- B. Siciliano and L. Villani. *Robot Force Control*. Kluwer Academic Publishers, 1999.
- B. Stanczyk, A. Peer, and M. Buss. Development of a high performance haptic telemanipulation system with dissimilar kinematics. *Advanced Robotics*, 20(11) : 1303–1320, 2006.
- N. Tsagarakis and D. Caldwell. Development and control of a "soft-actuated" exoskeleton for use in physiotherapy and training. *Autonomous Robots*, 15 : 21–33, 2003.

## Chapitre 6

# Le projet "EXOSTATION"

### 6.1 Introduction

EXOSTATION est un programme de l'Agence Spatiale Européenne (ESA) dont l'objectif est de développer un démonstrateur pour les futures applications de téléopération haptique à bord de la Station Spatiale Internationale (ISS)<sup>1</sup>.

Depuis 2003, l'ESA développe EUROBOT, un robot anthropomorphique qui pourra se déplacer à l'extérieur de l'ISS pour réaliser des tâches de maintenance et d'inspection (Didot et al., 2006). Pour des activités simples, il permettra d'éviter des sorties extravéhiculaires qui demandent beaucoup de ressources. Il pourra également servir de support aux astronautes pour les tâches plus complexes. L'ESA prévoit de pouvoir téléopérer ce robot depuis l'intérieur de l'ISS (Figure 1.2, chapitre 1). Dans ce but, l'Agence a développé un premier démonstrateur de téléopération sur base de l'exosquelette portable EXARM I (Schiele and Visentin, 2003). Cependant ce système est purement cinématique. L'ajout d'un retour de force doit permettre d'améliorer l'interactivité entre le robot et l'utilisateur. L'ESA a alors lancé le programme EXOSTATION dont les objectifs sont :

- Le développement d'un nouvel exosquelette portable pour le bras avec une capacité de retour de force (haptique).
- L'intégration de cet exosquelette dans un démonstrateur de téléopération haptique maître/esclave basé sur une simulation d'EUROBOT, pour valider le concept.

Trois partenaires ont participé au développement de la station haptique EXOSTATION :

---

1. General Support and Technology Program, contract N° 18408/04/NL/CP

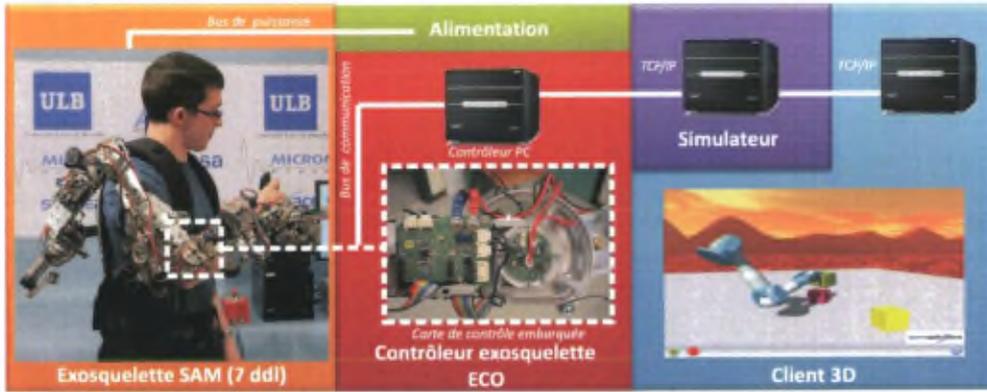


FIGURE 6.1 – Composants de la station haptique EXOSTATION.

- Le *Laboratoire des Structures Actives* de l'*ULB* a développé l'exosquelette à retour de force SAM et a étudié ses lois de contrôle.
- *Space Application Services S.A.* a développé la partie software, en ce compris le programme de simulation d'*EUROBOT* et les interfaces de visualisation.
- *Micromega Dynamics S.A.* a développé l'électronique et les composants hardware du contrôleur.

Dans ce chapitre nous allons décrire d'abord les différents composants de la station de téléopération, ensuite les modes de contrôle (depuis la mise sous tension jusqu'au contrôle haptique) et enfin les scénarios de démonstration destinés à évaluer les performances du système.

## 6.2 Description du système EXOSTATION

La station EXOSTATION est un système de téléopération haptique maître/esclave. Elle est constituée de quatre composants principaux, qui sont détaillés dans la suite de cette section (Figure 6.1) :

- **L'exosquelette SAM**, utilisé comme maître dans la boucle haptique, permet de mesurer la position de l'opérateur et de lui transmettre les sensations de force en provenance de l'esclave.
- **Le contrôleur ECO** interface l'actionnement et les capteurs de l'exosquelette, implémente les stratégies de contrôle et gère la communication avec le simulateur du robot esclave. Il est constitué d'un ordinateur et de cartes électroniques embarquées sur SAM.

- **Le simulateur** est un programme qui simule la dynamique du robot esclave et son environnement. C'est une application modulaire basée sur le moteur physique ODE (ODE).
- **Le client 3D** permet de visualiser la simulation et fournit une interface graphique pour contrôler les paramètres du système.

### 6.2.1 L'exosquelette maître SAM

SAM est l'exosquelette haptique portable à 7 ddl décrit au chapitre 4. Sa structure cinématique anthropomorphique est ajustable. La portabilité est avantageuse pour une utilisation en environnement 0-G ainsi que pour un déplacement libre de l'utilisateur. Le caractère anthropomorphique permet une commande plus intuitive des robots manipulateurs et une plus grande proximité avec l'espace de travail naturel du bras humain. Chaque joint est équipé d'un actionneur (moteur DC, cabestan et réducteur planétaire), d'un capteur de position (encodeur incrémental) et d'un capteur de couple (jauges de déformation). Le manche d'un joystick sert de préhenseur, avec ses boutons utilisés pour interagir avec le contrôleur et la simulation (on/off, dead-man switch, pince du robot).

### 6.2.2 Le contrôleur ECO

L'architecture du contrôleur ECO est représentée à la Figure 6.2. Il comprend le contrôleur principal (sur PC), le *joint dispatcher* (carte PCI insérée dans le PC) et quatre cartes de contrôle embarquées sur l'exosquelette.

Le contrôleur principal tourne sur un ordinateur avec un système d'exploitation temps réel QNX. Il génère la fréquence de contrôle haptique, fixée ici à  $500\text{ Hz}$  et synchronise l'ensemble du système. A chaque itération, sur base des mesures des capteurs de l'exosquelette et des informations provenant du simulateur (position et couples du robot esclave), il calcule la commande des moteurs de l'exosquelette, par l'une des méthodes de contrôle proposée dans le chapitre 5. Le résultat est converti en consignes de courant et envoyé vers les cartes de contrôle embarquées. En parallèle, le contrôleur principal transfère vers le simulateur les mesures de SAM qui sont utiles pour le contrôle du robot esclave (positions, état des boutons du joystick,...). Il gère également la machine d'états du système décrite à la section 6.3.1.

Les cartes de contrôle embarquées interfacent les actionneurs et les capteurs de l'exosquelette sur base d'un microcontrôleur Texas Instrument F28335. De petite dimension ( $60 \times 50 \times 10\text{ mm}$ ), chaque carte permet de gérer deux joints simultanément.

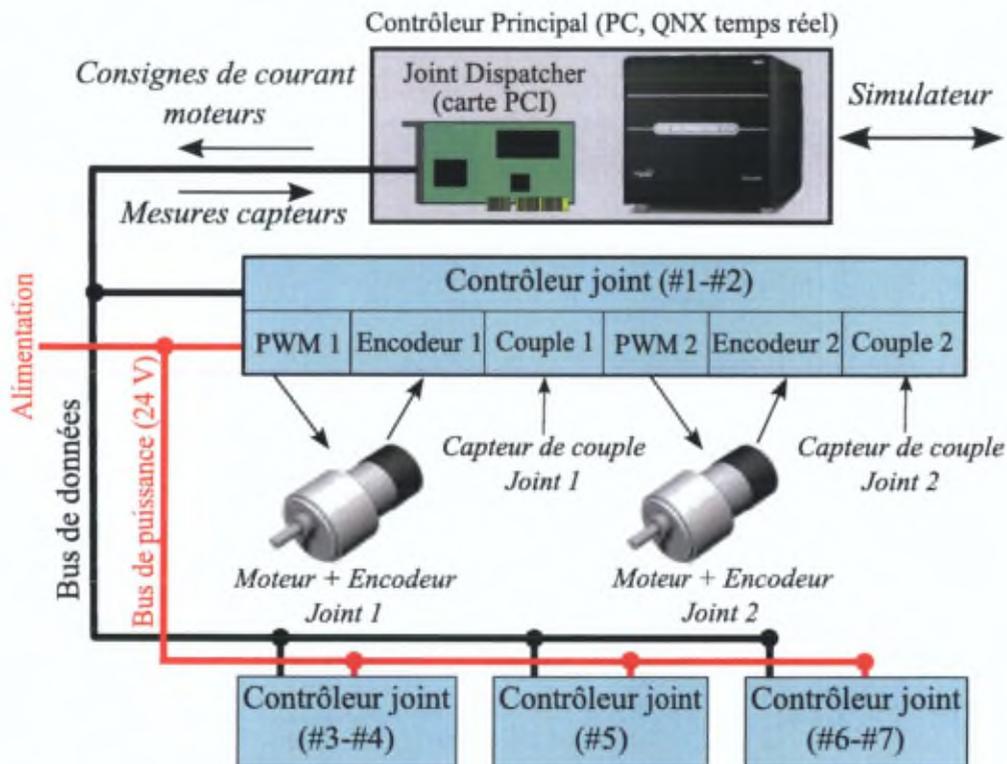


FIGURE 6.2 – Architecture hardware du contrôleur ECO de l'exosquelette (vue détaillée pour les joints 1 et 2).

ment. Sur base de la consigne de courant envoyée depuis le contrôleur principal, elle assure la régulation du courant moteur ainsi que son amplification par PWM (*Pulse Width Modulation*). L'avantage par rapport à un amplificateur de courant linéaire est une plus petite taille des composants permise grâce un échauffement plus faible. Néanmoins, des précautions spécifiques doivent être prises car cette méthode met en oeuvre des signaux à fréquence élevée qui peuvent perturber le reste du système. Les encodeurs de position sont interfacés avec des compteurs de pulses digitaux. La mesure de couple est d'abord conditionnée et amplifiée par une carte spécifique (basée sur le circuit d'amplification PGA309), placée juste à côté des jauges pour limiter les perturbations extérieures. Cette carte secondaire est alors interfacée avec la carte de contrôle par une boucle de courant 4-20 mA à deux fils (standard industriel).

Les cartes de contrôle embarquées sont reliées par un bus de données et un bus de puissance. Cette configuration limite le nombre et la longueur des fils sur

l'exosquelette améliorant ainsi sa facilité d'utilisation ainsi que sa fiabilité. De plus, seulement quatre fils (données, puissance et deux masses) sont nécessaires pour connecter l'exosquelette avec l'alimentation et le contrôleur principal. Le bus de données est géré par le *Joint Dispatcher* qui est inséré dans le PC du contrôleur principal. Dans un sens, il adresse spécifiquement et tour à tour chaque carte embarquée pour envoyer la consigne de commande, et dans l'autre sens il fusionne les données des capteurs en un message unique pour le contrôleur principal.

### 6.2.3 Le simulateur

Le simulateur est une application multi-tâches qui simule un robot anthropomorphe à 7 ddl (basé sur le bras manipulateur PA-10 de Mitsubishi, utilisé dans EUROBOT), son contrôleur et ses interactions avec un environnement virtuel. Le caractère multi-tâches (associé à un processeur spécifique) isole les calculs de simulation par rapport aux autres actions de communication et de télémétrie et assure ainsi une meilleure continuité. Les calculs dynamiques (robot, contrôleurs, forces de collisions,...) sont assurés par le moteur physique, basé sur la librairie software ODE.

Les différents scénarios de simulation et le robot sont décrits par des scripts Python offrant une plus grande flexibilité au système. En effet, chaque élément est paramétrisé et défini dans ces scripts. L'utilisateur peut ainsi facilement modifier un paramètre (ex : position d'un objet, un gain de contrôle, type de contrôle) ou créer un objet sans devoir recompiler l'ensemble du programme. Différents scénarios classiques, illustrant les applications spatiales, seront présentés dans la suite. La simulation ne tourne pas sur un OS temps réel (Debian, Linux) mais elle est synchronisée par ECO. La communication avec ECO est basée sur un protocole TCP/IP et un schéma de requêtes/réponses assurant ainsi l'ordre et l'intégrité des données.

### 6.2.4 Le client 3D

Le client 3D est une application indépendante de la chaîne haptique. Elle se connecte au simulateur (relation client/serveur) pour récupérer et afficher, en direct, l'état de la simulation (robot, objets et environnement). Plusieurs clients peuvent être connectés simultanément, offrant par exemple la possibilité d'une vision 3D réelle (nécessite deux images décalées et un matériel adéquat). Le client graphique est également utilisé pour afficher les interfaces de contrôle dans les différents états du système (calibration, choix de simulation,...).

Le rendu graphique est effectué en OpenGL 2.1, avec une prise en charge des ombres pour une meilleure perception des profondeurs. Le client 3D gère également un rendu audio pour augmenter l'immersion de l'utilisateur lors des contacts.

## 6.3 Modes de contrôle

### 6.3.1 Machine d'états

La Figure 6.3 décrit la machine d'état du système EXOSTATION, depuis l'état *OFF*, lorsque tout est éteint, jusqu'au contrôle haptique. Chaque état définit un comportement spécifique des composants du système. Le passage entre ces états est basé sur des événements externes (start/stop, switch) ou internes (erreurs de communication). La mise en oeuvre de cette machine d'état, dans ECO, permet de simplifier le fonctionnement pratique du système et d'améliorer sa sécurité.

Initialement, aucune puissance n'est délivrée à l'exosquelette. Les ajustements mécaniques peuvent être effectués pour adapter l'exosquelette à la morphologie de l'utilisateur. A tout moment, un bouton d'arrêt d'urgence permet de revenir à cet état. Pendant la phase de calibration, la position zéro de chaque joint est définie pour correspondre au modèle cinématique défini dans ECO. Cette phase est nécessaire, suite à l'utilisation d'encodeurs incrémentaux. Ces phases d'ajustement terminées, le système se place dans un état d'attente des paramètres de la simulation. Une fois celle-ci sélectionnée, les paramètres de contrôle sont envoyés vers ECO et la boucle haptique est démarrée d'un point de vue software mais aucune commande n'est envoyée vers le maître ou l'esclave (mode *Inactif*). Ceux-ci ne sont pas habituellement dans la même position. Cela peut engendrer des commandes moteurs importantes dans les premières itérations. Pour cette raison, dans le mode *Actif*, le maître est commandé en position pour atteindre celle de l'esclave (après vérification de la compatibilité des valeurs angulaires). Une fois une position équivalente atteinte, l'utilisateur peut passer en mode *Contrôle* qui correspond au mode de téléopération haptique. Il commande la position et les tâches du robot, tout en ressentant ses forces d'interaction avec les objets et l'environnement. Pour la sécurité, il doit maintenir un *Dead-man* switch sans quoi le contrôle haptique est arrêté.

### 6.3.2 Mode *Actif* - Mise en correspondance

Dans l'état *Actif*, le maître est contrôlé en position pour atteindre celle de l'esclave. Pour assurer un mouvement continu, pour chaque joint, une trajectoire dans le temps du troisième degré est définie,

$$\theta(t) = a_0 + a_1t + a_2t^2 + a_3t^3 \quad (6.1)$$

avec les coefficients  $a_i$  fonction de la vitesse moyenne de déplacement désirée  $\dot{\theta}_d$ , de la position initiale du maître  $\theta_0$  et de la consigne de l'esclave  $\theta_f$  (considérée comme fixe durant l'opération). Le temps mis pour parcourir la trajectoire est

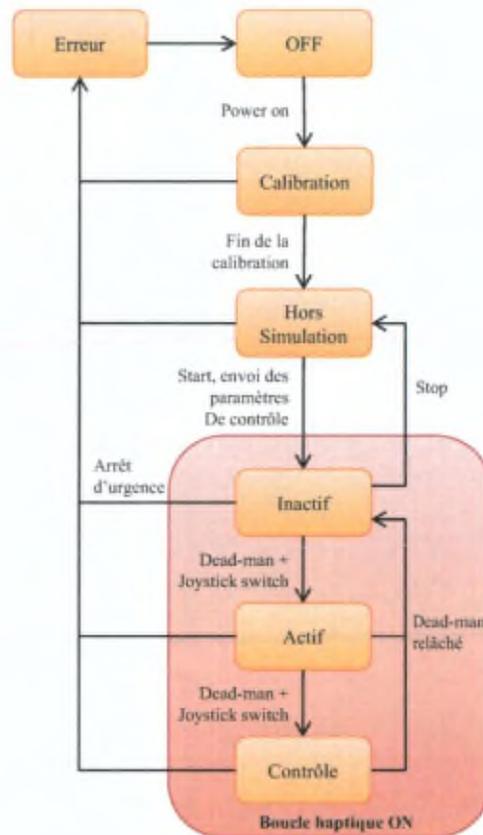


FIGURE 6.3 – Machine d'état du système EXOSTATION, implémentée sur ECO.

donné par,

$$T_f = \frac{\theta_f - \theta_0}{\dot{\theta}_d} \quad (6.2)$$

Pour une vitesse nulle aux extrémités de la trajectoire, les coefficients du polynôme 6.1 sont donnés par,

$$\begin{cases} a_0 = \theta_0 \\ a_1 = 0 \\ a_2 = 3(\theta_f - \theta_0)T_f^2 \\ a_3 = -(\theta_f - \theta_0)T_f^3 \end{cases} \quad (6.3)$$

A chaque pas de temps, le calcul de la trajectoire est utilisé comme consigne pour un contrôle en position du joint. Pour des raisons de sécurité, si la position du joint s'écarte trop de la trajectoire (par exemple si l'opérateur s'oppose au

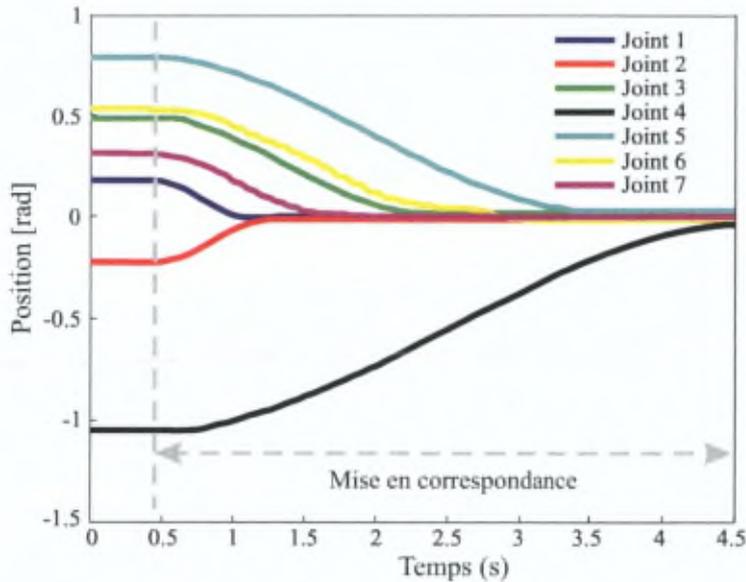


FIGURE 6.4 – Evolution de la position des joints de l'exosquelette durant une phase de mise en correspondance (état *Actif*). Les joints de l'esclave sont à la position 0.

mouvement), l'évolution le long de celle-ci est arrêtée jusqu'à ce que l'erreur soit à nouveau dans une zone admissible. Cela permet d'éviter de produire de trop grands couples articulaires. La Figure 6.4 illustre l'évolution de la position des joints de l'exosquelette lors d'une phase de mise en correspondance. La vitesse moyenne désirée a été fixée à  $0.25 \text{ rad/s}$  pour tous les joints. Chacun atteint donc son objectif avec un temps différent, fonction de la distance initiale. Une fois l'objectif atteint, le contrôleur reste actif pour assurer le maintien de la position.

### 6.3.3 Contrôle haptique

Une fois l'exosquelette dans la même position que l'esclave, l'utilisateur peut passer dans le mode *Contrôle* pour démarrer la téléopération haptique du robot. Un contrôle joint par joint a été implémenté. Trois stratégies ont été comparées : Force-Position simple, Force-Position avec contrôle local hybride et les 3 canaux (chapitre 5).

## 6.4 Scénarios et applications

Des scénarios de démonstration ont été créés pour évaluer les performances du système. Les types d'activités ont été choisis pour refléter des situations courantes rencontrées dans les applications robotiques spatiales. Certains scénarios sont illustrés à la Figure 6.5.

Dans le scénario *Contact* (Figure 6.5-(a)), l'utilisateur peut sentir la présence de murs de différentes raideurs et dans différentes directions. Ce scénario a été utilisé pour les tests présentés dans le chapitre 5. Associé à l'exosquelette anthropomorphique, des contacts multi-points peuvent être générés, avec par exemple le coude. Cela augmente ainsi la qualité de l'expérience haptique, en comparaison des interfaces tenues exclusivement à l'extrémité.

Le scénario *Suivi de Forme* (Figure 6.5-(b)) permet à l'opérateur d'interagir avec différents types d'objets (sphère, cube, meshes).

Des scénarios ont également été définis pour illustrer les situations où le robot esclave est contraint dans certaines directions, comme c'est le cas lors de la manipulation de glissières (contrainte de mouvement linéaire cartésien) ou lors d'une opération de vissage. Cette dernière a été implémentée par une friction variable sur le joint 5 de rotation de l'avant-bras, en fonction de l'angle de vissage.

Des tâches de manipulation ont également été testées avec le système. Des objets virtuels peuvent être attrapés pour interagir avec l'environnement et pour construire des structures (Figure 6.5-(c)). En comparant avec des tests sans retour d'effort (seulement retour visuel), nous avons mis en évidence que la manipulation, avec retour haptique, est plus intuitive et plus rapide. De plus, l'opérateur est sensible aux efforts de contact entre les objets et le robots. Cela limite leur intensité. Avec une simple commande en position, les gains élevés des contrôleurs des robots manipulateurs sont susceptibles de détruire l'environnement et le robot lui-même.

L'insertion d'objets a également été illustrée (Figure 6.5-(d)). Cette tâche est plus difficile à mettre en oeuvre en termes de temps de calcul et de stabilité. Néanmoins un comportement stable a été obtenu, permettant de mettre en évidence l'apport du retour haptique. Sans retour visuel, il était assez simple de trouver le socle d'insertion et d'aligner l'objet.

## 6.5 Conclusions

Ce chapitre a présenté le projet EXOSTATION, un démonstrateur haptique à 7 ddl développé pour les futures missions spatiales. Les différents composants ont été décrits ainsi que la mise en oeuvre et des exemples de scénarios. Les aspects particuliers du système sont : l'utilisation d'une interface haptique exosquelette

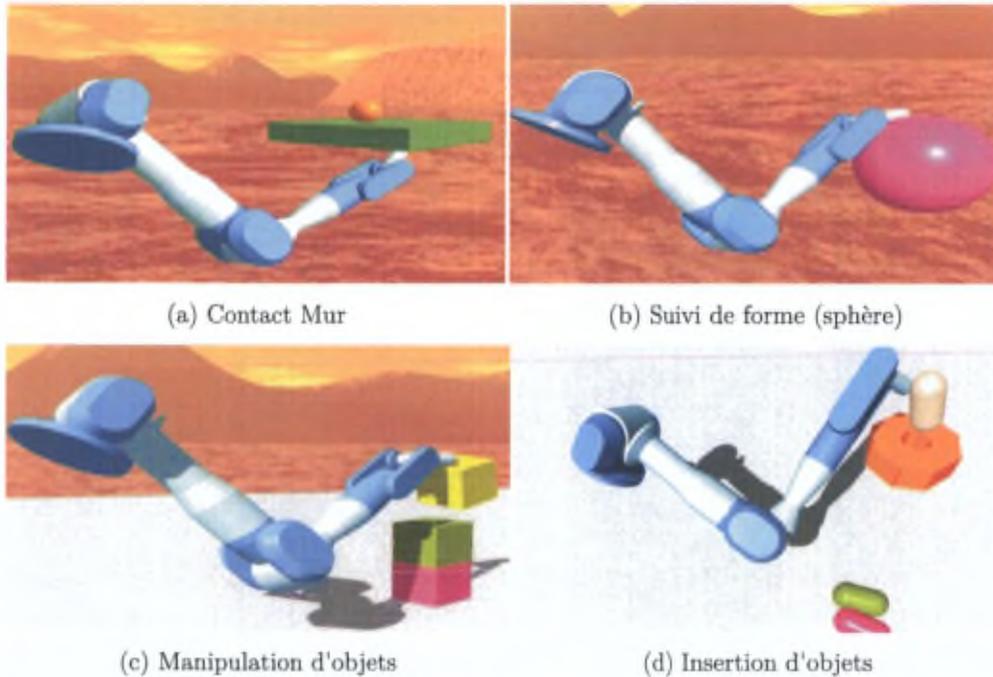


FIGURE 6.5 – Vues du client 3D pour différents scénarios testés avec le setup EXOSTATION.

portable; l'électronique embarquée associée à un système de communication par bus limitant la complexité du câblage; l'utilisation de scripts permettant une modification simple des scénarios et des paramètres de contrôle; la simulation dynamique d'un robot à 7 ddl avec son environnement.

Ce système a été livré à l'Agence Spatiale Européenne; différents profils de personnes l'ont testé (différentes tailles, avec ou sans expérience des interfaces haptiques). Il a été mis en évidence la qualité du rendu haptique, la capacité du système à illustrer des scénarios complexes et le réel apport du retour d'effort pour ces applications. Nous pouvons également noter que les personnes avec peu d'expérience des interfaces haptiques ont pu apprivoiser facilement l'exosquelette.

Au niveau des améliorations, le défaut principal du système EXOSTATION est sa faible fréquence de boucle haptique, limitée ici à  $500\text{ Hz}$ . Bien que cela permette un fonctionnement correct, les limites de raideur de contact stable restent relativement faibles. Il est conseillé, dans le futur, de définir une fréquence minimum de  $1\text{ kHz}$ . Pour ce faire, des modifications hardware électroniques sont nécessaires (plus précisément au niveau des interfaces de communication) ainsi qu'une opti-

misation de la simulation. ODE est ici utilisé pour l'ensemble de la simulation alors que certains calculs pourraient être gérés par des bibliothèques plus spécifiques (détection de collisions, ...). Nous pouvons également envisager de délocaliser une partie du contrôle vers les cartes électroniques embarquées avec, par exemple, différents niveaux de fréquence.

Dans l'avenir, il serait également intéressant d'interfacer l'exosquelette avec un robot réel, avec les difficultés qui y sont liées : cinématique différente (passage vers un contrôle en cartésien), interfaçage avec le contrôleur du robot qui peut avoir une fréquence de contrôle plus faible, limitations physiques plus contraignantes que dans la simulation (vitesse max, espace de travail,...).

Bien que ce projet ait été développé dans le cadre du spatial, ce type de système possède également des applications concrètes sur Terre pour la téléopération dans des environnements hostiles (océans, réacteurs nucléaires) ou pour la gestion de crises CBRNE (Chimique, Biologique, Radioactive, Nucléaire et Explosive).

## 6.6 Références

F. Didot, P. Schoonejans, R. Stott, G. Battistoni, S. Ferraris, S. Estable, and I. Ahrns. EUROBOT underwater model, testing the co-operation between humans and robots. In *Proc. 9th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation ASTRA 2006*, ESTEC, Noordwijk, The Netherlands, November 2006.

ODE. Open Dynamics Engine - <http://www.ode.org/>.

A. Schiele and G. Visentin. Exoskeleton for the human arm, in particular for space applications. US Patent 2003/0223844 A1, 2003.



## Chapitre 7

# Conclusion générale

Ce projet s'inscrit dans l'effort développé par l'Agence Spatiale Européenne (ESA) pour robotiser les activités extravéhiculaires à bord de la Station Spatiale Internationale et lors des futures missions d'exploration planétaire. Dans ce contexte, le contrat EXOSTATION (N° 18408/04/NL/CP) a été attribué au consortium belge formé par Space Applications Services S.A., Micromega Dynamics S.A. et le Laboratoire des Structures Actives (ULB) pour la conception d'un démonstrateur de téléopération haptique.

L'objectif de cette thèse est la conception d'une interface haptique de type exosquelette pour le bras, pour ces missions de téléopération à retour de force. Ce système doit permettre une commande intuitive du robot téléopéré tout en reproduisant le plus fidèlement possible les efforts.

Le présent travail a été séparé en deux parties. Les chapitres 2 et 3 ont introduit les lois de contrôle des systèmes de téléopération et les critères de performances permettant d'évaluer leur transparence. Des études ont été réalisées sur un banc de test à 1 degré de liberté, destinées à comprendre le contrôle haptique ainsi qu'à évaluer différentes technologies d'actionnements et de capteurs. Les chapitres 4 et 5 ont décrit le développement de l'exosquelette SAM destiné aux futures applications de téléopération spatiale. La conception cinématique, le choix des actionneurs et des capteurs sont décrits. Différentes méthodes de contrôle ont été comparées avec des expériences de réalité virtuelle (sans robot esclave) et de téléopération (avec un robot esclave simulé). Pour finir, le chapitre 6 a présenté le projet EXOSTATION, le démonstrateur de téléopération haptique spatiale, dans lequel SAM est utilisé comme interface maître.

## Aspects originaux de ce travail

Les aspects suivants peuvent être considérés comme des contributions originales :

- La conception de l'exosquelette haptique portable anthropomorphique à 7 ddl. Chaque joint est équipé localement d'un système d'actionnement, sélectionné pour assurer à la fois le retour haptique (actif) et la portabilité, ainsi que d'un capteur de couple.
- La comparaison de différentes méthodes de contrôle sur l'exosquelette en mode réalité virtuelle et en mode téléopération, utilisant les capteurs de couple articulaires.
- L'association de la méthode à 3 canaux (Force-Position-Position) et d'un contrôle local en force hybride sur l'exosquelette pour améliorer à la fois la transparence du système et sa stabilité, en téléopération.

## Perspectives

L'exosquelette présenté dans ce travail est la première version développée par le Laboratoire des Structures Actives. Dans sa globalité, le système actuel a montré des résultats très satisfaisants et ce type de solution, avec un actionnement local aux joints, nous semble une bonne piste pour les développements futurs. Néanmoins, différents aspects peuvent être investigués dans l'avenir :

- Par rapport à la structure mécanique de l'exosquelette, plusieurs points peuvent être améliorés : *(i)* modification du système de fixation sur la plaque dorsale pour augmenter l'espace de travail vers l'arrière et sur les côtés; *(ii)* optimisation de la structure et utilisation d'autres types de matériaux pour les liens de l'exosquelette afin de minimiser le poids total; *(iii)* remplacement des roulements externes aux joints 3 et 5 (par exemple avec des guides circulaires ouverts) pour améliorer l'amplitude du mouvement du coude et la facilité de fixation de l'utilisateur; *(iv)* modification du réducteur à cabestan (fixation, type de câbles,...) pour améliorer la robustesse mécanique (usure, glissements,...).
- Comme la stratégie de contrôle par admittance permet de s'affranchir de la dynamique du maître en la remplaçant par celle du système virtuel, il est vraisemblable que cette stratégie autorise des frottements plus importants. Une autre forme de réducteurs basés sur des Harmonic Drive pourrait être testée, améliorant ainsi la robustesse et la capacité en couple du système.

- Le schéma à 4 canaux n'a pas pu être implémenté sur l'exosquelette dans le cadre de cette étude. L'explication nous en est inconnue et des études complémentaires sont nécessaires pour en comprendre la raison.
- Dans ce projet, le robot esclave est simulé. Une évolution naturelle serait de réaliser une téléopération avec des robots esclaves réels qui possèdent une configuration cinématique soit similaire soit différente. D'autres aspects devront également être adressés comme la fréquence de contrôle et les limitations physiques du robot esclave (vitesses et accélérations).

## Liste des publications

- P. Letier, E. Motard, J.P. Verschueren, EXOSTATION : Haptic Exoskeleton Based Control Station, *Proc. International Conference on Robotics and Automation ICRA10*, Anchorage, Alaska, May 2010.
- P. Letier, M. Avraam, S. Veillerette, M. Horodincea, A. Preumont, Design of SAM, a new fully portable exoskeleton device with local joint control, *Proc. 8th National Congress on Applied Mechanics NCTAM09*, Brussels, Belgium, May 2009.
- P. Letier, M. Avraam, S. Veillerette, M. Horodincea, E. Motard, J.P. Verschueren, A. Schiele, A. Preumont, M. Ilzkovitz, EXOSTATION : 7-DOF Haptic Exoskeleton and Virtual Slave Robot Simulator, *Proc. 10th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation ASTRA08*, Noordwijk ESTEC, November 2008.
- P. Letier, M. Avraam, S. Veillerette, M. Horodincea, M. De Bartolomei, A. Schiele and A. Preumont, SAM : A 7-DOF Portable Arm Exoskeleton with Local Joint Control, *Proc. IEEE/RSJ 2008 International Conference on Intelligent Robots and Systems IROS08*, Nice, France, September 2008.
- P. Letier, M. Avraam, M. Horodincea, S. Veillerette, J.P. Verschueren, T. Fautre, E. Motard, L. Steinicke, A. Preumont, EXOSTATION : 7-DOF Haptic Control Chain Featuring an Arm Exoskeleton and Virtual Reality Tools, *Proc. 11th International Conference on Climbing and Walking Robots and the Support Technologies for Mobile Machines CLAWAR08*, Coimbra, Portugal, September 2008.

- P. Letier, M. Avraam, M. Horodinca, S. Veillerette, J.P. Verschueren, T. Fautre, E. Motard, M. Ilzkovitz, A. Schiele, A. Preumont, EXOSTATION Phase B : 7-DOF Haptic Exoskeleton, *Proc. 9th International Symposium on Artificial Intelligence, Robotics and Automation in Space ISAIRAS08*, Los Angeles, California, February 2008.
- P. Letier, M. Avraam, M. Mihaita, J.P. Verschueren, T. Fautre, J.M. Wislez, A. Schiele, EXOSTATION Phase A : a 1-DOF haptic demonstrator, *Proc. 9th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation ASTRA06*, Noordwijk ESTEC, November 2006.
- A. Schiele, P. Letier, R.Q. van der Linde, F.C.T. van der Helm, Bowden Cable Actuator for Force-Feedback Exoskeletons', *Proc. IEEE/RSJ 2006 International Conference on Intelligent Robots and Systems IROS06*, Beijing, China, October 2006.
- P. Letier, A. Schiele, M. Avraam, M. Horodinca and A. Preumont, Bowden cable actuator for torque feedback in haptic applications, *Proc. Eurohaptics 2006 Conference*, Paris, France, July 2006.
- P. Letier, M. Avraam, M. Horodinca, A. Schiele and A. Preumont. Survey of actuation technologies for body-grounded exoskeletons, *Proc. Eurohaptics 2006 Conference*, Paris, France, July 2006.
- M. Avraam, P. Letier, I. Romanescu, M. Horodinca, A. Preumont, Exoskeleton haptic device for extravehicular space robotic activities : a survey of actuation technology, *Proceedings of the 15th International Symposium on Measurement and Control in Robotics*, Brussels, Belgium, November 2005.

### Prix

Le projet Exostation a reçu le prix "Industrial Robot Innovation Award 2008" lors de la conférence "Climbing and Walking Robots and Support Technologies for Mobile Machines" (CLAWAR 2008).

## Annexe A

# Cinématique directe et compensation de gravité

### A.1 Cinématique directe de SAM

La cinématique directe permet de calculer la position cartésienne de l'exosquelette (un point déterminé ou l'extrémité) à partir des dimensions des liens et de la position angulaire des joints. Nous utilisons ici la convention de Denavit-Hartenberg modifiée (Craig, 1986). Le référentiel inertiel  $\{0\}$  est placé dans le dos de l'opérateur, à l'intersection du mécanisme de translation (Figure A.1). L'ajustement vertical est utilisé pour adapter l'exosquelette à l'utilisateur, mais n'intervient pas dans le calcul de cinématique directe. Le système possède 7 joints de rotation actifs (position articulaire  $\theta_i$ ) et 5 ajustements passifs (longueur  $g_i$ ) qui sont fixés durant les opérations.

Un référentiel  $\{S\}$  est placé au centre de rotation de l'épaule (Figure A.1). Son orientation est déterminée par les rotation *alpha* et *beta* permettant de déplacer la singularité de l'exosquelette (chapitre 4). Il est situé à l'intersection des axes de rotation des trois premiers joints et a une position/orientation fixe durant les opérations. Sur base des dimensions de l'exosquelette et du réglage  $g_1$ , la matrice de transformation homogène  ${}^0_S T$  (composition d'une translation et d'une rotation) entre le référentiel inertiel et le référentiel  $\{S\}$  est calculée une fois au début des opérations et est donnée par,

$${}^0_S T = \begin{pmatrix} \cos \alpha \cos \beta & -\sin \beta & \sin \alpha \cos \beta & \Delta x_0 + \Delta x_S \\ \cos \alpha \sin \beta & \cos \beta & \sin \alpha \sin \beta & -\Delta y_0 - g_1 + \Delta y_S \\ -\sin \alpha & 0 & \cos \alpha & \Delta z_0 + \Delta z_S \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (\text{A.1})$$

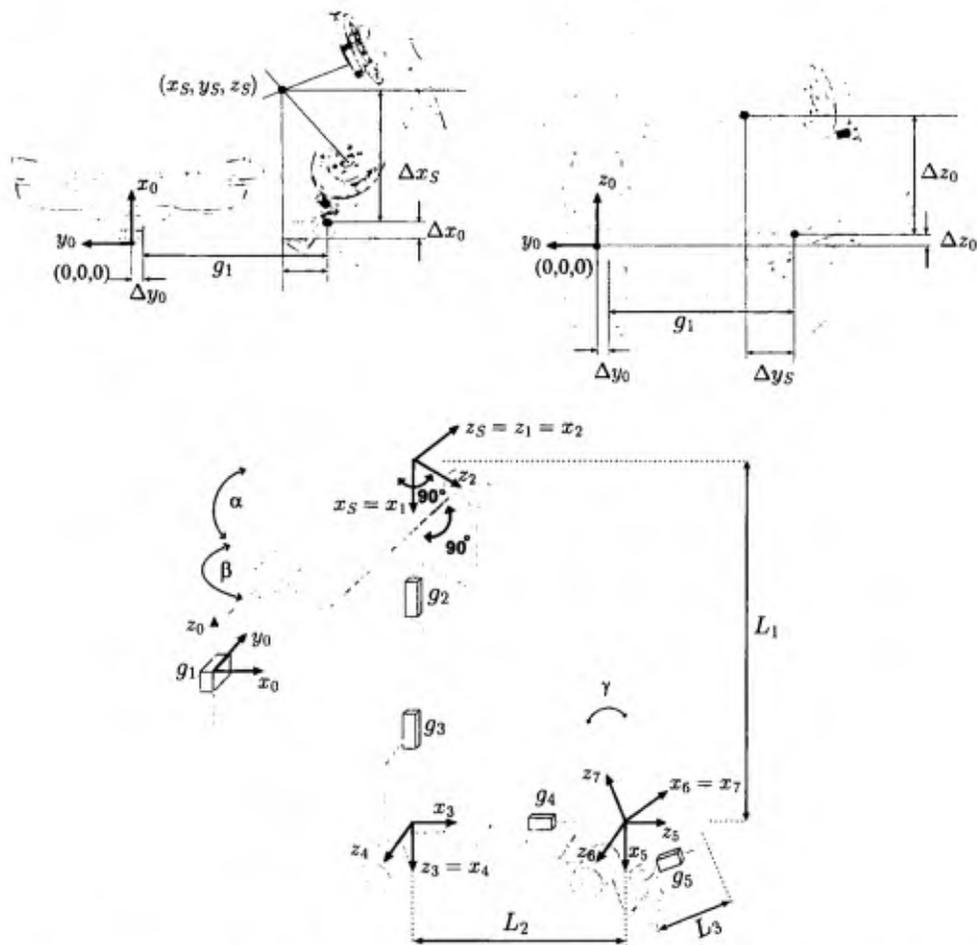


FIGURE A.1 – Localisation du référentiel absolu (au centre de la fixation du dos) et la position relative du centre de rotation de l'épaule ( $x_s$ ,  $y_s$  et  $z_s$ ). Définition des référentiels de Denavit-Hartenberg sur l'exosquelette SAM, seuls les axes  $x$  et  $z$  sont représentés. Les axes  $z_1$ ,  $z_2$  et  $z_3$  sont orthogonaux.

Connaissant la position d'un point  ${}^S X$  exprimées dans le référentiel  $\{S\}$ , ses coordonnées dans le référentiel  $\{0\}$  sont données par,

$${}^0 X = {}^0_5 T {}^S X \quad (\text{A.2})$$

Le calcul de la cinématique directe est d'abord effectué par rapport au référentiel  $\{S\}$ . La figure A.1 représente le choix des référentiels associés à chaque lien de l'exosquelette et les paramètres de Denavit-Hartenberg correspondants sont

| Joint | $\alpha_{i-1}$ | $a_{i-1}$ | $d_i$             | $\theta_i$                  |
|-------|----------------|-----------|-------------------|-----------------------------|
| 1     | 0              | 0         | 0                 | $\theta_1$                  |
| 2     | $\pi/2$        | 0         | 0                 | $\pi/2 + \theta_2$          |
| 3     | $\pi/2$        | 0         | $L_1 + g_2 + g_3$ | $\theta_3$                  |
| 4     | $-\pi/2$       | 0         | 0                 | $-\pi/2 + \theta_4$         |
| 5     | $-\pi/2$       | 0         | $L_2 + g_4$       | $\theta_5$                  |
| 6     | $\pi/2$        | 0         | 0                 | $\pi/2 + \gamma + \theta_6$ |
| 7     | $-\pi/2$       | 0         | 0                 | $\theta_7$                  |

TABLE A.1 – Paramètres de Denavit-Hartenberg de l'exosquelette SAM (exprimés à partir du référentiel  $\{S\}$ ).

fournis au tableau A.1. Les positions articulaires  $\theta_i$  sont mesurées par les encodeurs de l'exosquelette. Ces paramètres permettent de calculer les matrices de transformation homogène entre deux référentiels successifs,

$${}_{i-1}T_i = \begin{pmatrix} \cos \theta_i & -\sin \theta_i & 0 & a_{i-1} \\ \sin \theta_i \cos \alpha_{i-1} & \cos \theta_i \cos \alpha_{i-1} & -\sin \alpha_{i-1} & -\sin \alpha_{i-1} d_i \\ \sin \theta_i \sin \alpha_{i-1} & \cos \theta_i \sin \alpha_{i-1} & \cos \alpha_{i-1} & \cos \alpha_{i-1} d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (\text{A.3})$$

Connaissant la position de l'extrémité de l'exosquelette dans le référentiel  $\{7\}$ , qui est fixe,

$${}^7X = \begin{pmatrix} (L_3 + g_5 \cos \gamma) \cos \gamma \\ 0 \\ -(L_3 + g_5 \cos \gamma) \sin \gamma \\ 1 \end{pmatrix} \quad (\text{A.4})$$

Nous pouvons alors calculer récursivement la position de l'organe effecteur dans le référentiel  $\{S\}$ , et directement, suivant (A.2), dans le référentiel  $\{0\}$ ,

$${}^0X = {}^0S T_1 {}^S T_2 {}^2T_3 \dots {}^6T_7 {}^7X \quad (\text{A.5})$$

Ce calcul étant dépendant de la position articulaire de l'exosquelette, il doit être réalisé à chaque itération du contrôleur. Pour cette configuration, lorsque toutes les variables articulaires sont nulles ( $\theta_i = 0$ ), l'opérateur ne peut pas être à l'intérieur de l'exosquelette. Pour des raisons pratiques, une autre position a été choisie comme position de référence. Cela ajoute un offset sur les trois premières variables articulaires dans le tableau de Denavit-Hartenberg ( $-37^\circ$  sur  $\theta_1$ ,  $-30^\circ$  sur  $\theta_2$  et  $25^\circ$  sur  $\theta_3$ ).

| Paramètres   | Valeur   | Paramètres | Valeur         |
|--------------|----------|------------|----------------|
| $\Delta x_0$ | 25 mm    | $g_1$      | [173 ; 200] mm |
| $\Delta y_0$ | 15 mm    | $g_2$      | [0 ; 50] mm    |
| $\Delta z_0$ | 15 mm    | $g_3$      | [0 ; 18] mm    |
| $\Delta x_S$ | 155.8 mm | $g_4$      | [0 ; 44] mm    |
| $\Delta y_S$ | 63.3 mm  | $g_5$      | [-10 ; 10] mm  |
| $\Delta z_S$ | 144.8 mm | $\alpha$   | 37.8°          |
| $L_1$        | 251.5 mm | $\beta$    | 42.2°          |
| $L_2$        | 252.7 mm | $\gamma$   | 30°            |
| $L_3$        | 70 mm    |            |                |

TABLE A.2 – Dimensions de l'exosquelette SAM. Les longueurs  $L_i$  sont fournies en considérant  $g_i = 0$ .

## A.2 Calcul de la compensation de gravité

Avec les différentes stratégies de contrôle de l'exosquelette, une compensation de gravité active (fournie par les actionneurs) peut être implémentée pour diminuer le poids soulevé par le bras. Le système étant complètement portable, ce poids est transféré vers les sangles de fixation du dos.

La commande envoyée vers les actionneurs  $\tau_G$  est calculée sur base de la position articulaire de l'exosquelette et des paramètres dynamiques des liens (masse et position du centre de masse). Le résultat peut être mis à l'échelle par le facteur  $\alpha_G$  (0 à 100 %) en fonction du niveau de compensation de gravité souhaité. Plus il sera important, plus les moteurs seront sollicités pour cette tâche.

Le calcul du vecteur de commande  $\tau_G$  se base sur l'expression de l'équilibre statique des liens de l'exosquelette (Figure A.2)(Craig, 1986). Désignons par  $\mathbf{f}_i$  et  $\mathbf{n}_i$  les composantes dans le référentiel  $\{i\}$  de la force et du moment exercés sur le lien  $i$  par le lien  $i - 1$ . De manière similaire,  $\mathbf{f}_{i+1}$  et  $\mathbf{n}_{i+1}$  représentent l'action du lien  $i$  sur le lien  $i + 1$ , exprimée dans le référentiel  $\{i+1\}$ . Sous l'action de la force de gravité  $\mathbf{F}_i$ , l'équilibre statique en translation et en rotation impose,

$$\mathbf{F}_i = \mathbf{f}_i - {}^i_{i+1}R \mathbf{f}_{i+1} \quad (\text{A.6})$$

$$\mathbf{n}_i = {}^i_{i+1}R \mathbf{n}_{i+1} + \mathbf{c}_i \times \mathbf{F}_i + \mathbf{p}_i \times {}^i_{i+1}R \mathbf{f}_{i+1} \quad (\text{A.7})$$

Ces relations sont exprimées dans le référentiel  $\{i\}$ , avec  $\mathbf{c}_i$  la position du centre de gravité du lien  $i$  et  $\mathbf{p}_i$  la position de l'origine du référentiel  $\{i+1\}$ .

En pratique, le calcul est effectué en deux étapes. Tout d'abord, les forces de gravité à compenser (avec le facteur  $\alpha_G$ ) pour chaque lien  $\mathbf{F}_i$  sont exprimées dans

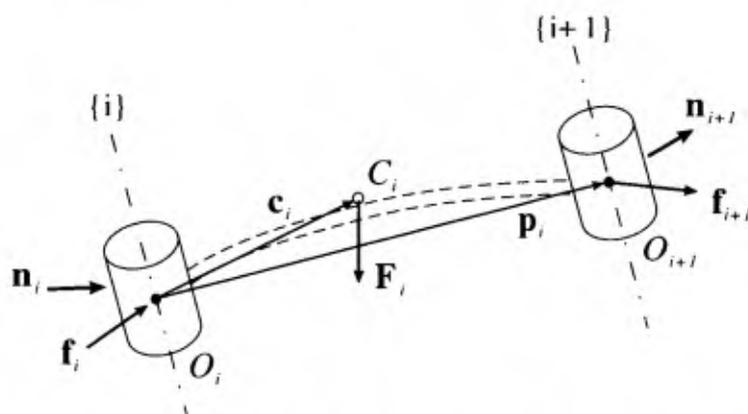


FIGURE A.2 – Equilibre statique du lien  $i$  sous l'action de la force de gravité  $F_i$ , appliquée au centre de masse  $C_i$ .

le référentiel  $\{i\}$ ,

$$F_i = -\alpha_G m_i g {}^i_0 R {}^0 z = -\alpha_G m_i g {}^0_i R^T {}^0 z \quad (\text{A.8})$$

avec  $m_i$  la masse du lien  $i$ ,  $g$  la constante de gravité ( $9.81 \text{ m/s}^2$ ) et  ${}^0 z$  le vecteur en  $z$  du référentiel inertiel. Ensuite, en partant de l'extrémité du robot, et sur base des équations A.6 et A.7, les forces  $f_i$  et les moments  $n_i$  sont calculés, avec  $f_{n+1} = n_{n+1} = 0$ , étant donné qu'il n'y a pas ici d'effort à l'extrémité de la structure. L'axe d'articulation étant dirigé suivant  $z$  (dans le repère local), le couple articulaire nécessaire pour la compensation de gravité est donné par la troisième composante de  $n_i$ . Les données relatives à SAM nécessaires à ce calcul sont fournies par le tableau A.3.

| Lien | $c_x$ [mm]           | $c_y$ [mm]             | $c_z$ [mm]            | Masse [kg] |
|------|----------------------|------------------------|-----------------------|------------|
| 0    | /                    | /                      | /                     | 2.23       |
| 1    | -0.3                 | -106.9                 | -123.5                | 0.995      |
| 2    | 0                    | $-101.6 - 32.8/50 g_2$ | 40.9                  | 0.987      |
| 3    | -20.9                | 40.5                   | $-58.2 - 13.7/18 g_3$ | 1.167      |
| 4    | -0.3                 | 88.2                   | 93.6                  | 0.653      |
| 5    | 16.9                 | -29.1                  | $-76.5 - 37.1/44 g_4$ | 0.939      |
| 6    | 0                    | -77.4                  | 77.5                  | 0.303      |
| 7    | $37.7 + 12.2/25 g_5$ | 0                      | -51.7                 | 0.198      |

TABLE A.3 – Coordonnées du centre de masse (exprimées dans le référentiel lié au lien) et masse des liens de l'exosquelette SAM.

### A.3 Références

- J. Craig. *Introduction to Robotics, Mechanics and Control*. Addison-Wesley Publishing Company, 1986.

## Bibliographie générale

- A. Albu-Schaffer, S. Haddadin, C. Ott, A. Stemmer, T. Wimbock, and G. Hirzinger. The DLR lightweight robot : design and control concepts for robots in human environments. *Industrial Robot : An International Journal*, 34(5) : 376–385, 2007.
- I. Aliaga, A. Rubio, and E. Sanchez. Experimental quantitative comparison of different control architectures for master-slave teleoperation. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 12(1) :2–11, January 2004.
- K. Åström and T. Hagglund. *The Control Handbook*, chapter Analysis and design methods for continuous-time systems - PID control, pages 198–209. CRC and IEEE Press, 2000.
- M. Avraam. *MR-fluid brake design and its application to a portable muscular rehabilitation device*. PhD thesis, Université Libre de Bruxelles, 2009.
- N.L. Bernstein, D.A. Lawrence, and L.Y. Pao. Friction modeling and compensation for haptic interfaces. In *Proc. First IEEE Joint Eurohaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, pages 290–295, Pisa, 2005.
- R. Bicker, K. Burn, Z. Hu, W. Pongean, and A. Bashir. The early development of remote tele-manipulation systems. In *Proc. International Symposium on History of Machines and Mechanisms HMM2004*, pages 391–404, 2004.
- A. Bin, T. Massie, and V. Vayner. Sensory feedback exoskeleton Armmaster. US Patent 1995/006376, 1995.
- T. Brooks. Telerobotic response requirements. In *Proc. IEEE International Conference on systems, man and cybernetics*, pages 113–120, New-York, 1990.
- G. Burdea. *Force and touch feedback for virtual reality*. Wiley-Interscience, 1996.

- C. Carignan, M. Liszka, and S. Roderick. Design of an arm exoskeleton with scapula motion for shoulder rehabilitation. In *Proc. International Conference on Advanced Robotics ICAR '05*, pages 524–531, July 2005.
- C. Carignan, J. Tang, S. Roderick, and M. Naylor. A configuration-space approach to controlling a rehabilitation arm exoskeleton. In *Proc. IEEE 10th International Conference on Rehabilitation Robotics ICORR 2007*, pages 179–187, June 13–15, 2007.
- Catalogue Maxon Motors. program 2008/2009.
- Chai. 3D - <http://www.chai3d.org>.
- J. E. Colgate and J. M. Brown. Factors affecting the Z-width of a haptic display. In *Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation ICRA 94*, pages 3205–3210, May 8–13, 1994.
- J. Craig. *Introduction to Robotics, Mechanics and Control*. Addison-Wesley Publishing Company, 1986.
- R. W. Daniel and P.R. McAree. Fundamental limits of performance for force reflecting teleoperation. *The International Journal of Robotics Research*, 17 (8) :811–830, August 1998.
- P. de Leva. Adjustements to zatsiorsky-seluyanov's segment inertia parameters. *Journal of Biomechanics*, 29(9) :1223–1230, 1996.
- Van der Linde R.Q., Lammertse P., Frederiksen E., and Ruiter B. The Haptic-Master, a new high-performance haptic interface. In *Proc. EuroHaptics 2002*, Edinburgh, UK, July 2002.
- F. Didot, P. Schoonejans, R. Stott, G. Battistoni, S. Ferraris, S. Estable, and I. Ahrns. EUROBOT underwater model, testing the co-operation between humans and robots. In *Proc. 9th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation ASTRA 2006*, ESTEC, Noordwijk, The Netherlands, November 2006.
- N. Diolaiti, G. Niemeyer, F. Barbagli, and J. K. Salisbury. Stability of haptic rendering : discretization, quantization, time delay, and coulomb effects. *IEEE Transactions on Robotics*, 22(2) :256–268, April 2006.
- A. Frisoli, F. Rocchi, S. Marcheschi, A. Dettori, F. Salsedo, and M. Bergamasco. A new force-feedback arm exoskeleton for haptic interaction in virtual environments. In *Proc. First Joint Eurohaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems World Haptics*, pages 195–201, 18–20 March 2005.

- P. Garrec. *Téléopération et télérobotique*, Coiffet. P and Kheddar A., chapter Chapitre 2 : Systèmes mécaniques. Hermes, Paris, 2002.
- P. Garrec, Y. Friconneau, J.P. ans Méasson, and Y. Perrot. ABLE, an innovative transparent exoskeleton for the upper-limb. In *Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 1483–1488, 2008.
- J. J. Gil, A. Avello, A. Rubio, and J. Florez. Stability analysis of a 1 dof haptic interface using the Routh-Hurwitz criterion. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 12(4) :583–588, July 2004.
- J. J. Gil, E. Sanchez, T. Hulin, C. Preusche, and G. Hirzinger. Stability boundary for haptic rendering : Influence of damping and delay. In *Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation ICRA07*, pages 124–129, April 2007.
- A. Gogoussis and M. Donath. Coulomb friction joint and drive effects in robot mechanisms. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 4, pages 828 – 836, Mars 1987.
- S. Grange, F. Conti, P. Helmer, P. Rouiller, and C. Baur. Overview of the Delta haptic device. In *Proc. Eurohaptics 2001*, 2001.
- E. Guizzo and H. Goldstein. The rise of the body bots. *IEEE Spectrum*, 42(10) : 50–56, October 2005.
- A. Gupta and M. O'Malley. Design of a haptic arm exoskeleton for training and rehabilitation. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 11(3) :280–289, June 2006.
- R. Guy, Z. Andrew, W. Goodwin, B. Clive, T. Massie, and R. Lohse. Force reflecting haptic interface. US Patent 6,417,638 B1, 1996.
- B. Hannaford. A design framework for teleoperators with kinesthetic feedback. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 5(4) :426–434, August 1989.
- K. Hashtrudi-Zaad and S. Salcudean. On the use of local force feedback for transparent teleoperation. In *Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation ICRA 99*, pages 1863–1869, Detroit, Michiga, May 1999.
- M. Ishii, K. Yamamoto, and K. Hyodo. A stand-alone wearable power assist suit - development and availability. *Journal of Robotics and Mechatronics*, 17(5) : 575–583, 2005.

- F. Janabi-Sharifi, V. Hayward, and C.-S. J. Chen. Discrete-time adaptive windowing for velocity estimation. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 8(6) :1003–1009, November 2000.
- Y. Lee Jeong, K. Kim, Y-S. Hong, and J-O. Park. A 7 dof wearable arm using pneumatic actuators. In *Proc. 32nd International Symposium on Robotics*, pages 388–393, 2001.
- L. Jones. Perceptual constancy and the perceived magnitude of muscle forces. *Experimental Brain Research*, 151(2) :197–203, 2003.
- I.A. Kapandji. *Physiologie articulaire : schémas commentés de mécanique humaine (5ème édition), Tome 1 : membres supérieurs*. Maloine, 1997.
- Y. Kim, , J. Lee, S. Lee, and M. Kim. A force reflected exoskeleton-type masterarm for human-robot interaction. *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics, Part A*, 35(2) :198–212, March 2005.
- N. Klopčar, M. Tomsic, and J. Lenarčič. A kinematic model of the shoulder complex to evaluate the arm-reachable workspace. *Journal of Biomechanics*, 40(1) :86–91, 2007.
- D. A. Lawrence. Stability and transparency in bilateral teleoperation. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 9(5) :624–637, October 1993.
- S. Lee, S. Park, M. Kim, and C.W. Lee. Design of a force reflecting master arm and master hand using pneumatic actuators. In *Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 3, pages 2574–2579, May 1998.
- P. Letier. Etude des interfaces haptiques et de leur potentiel en nanomanipulation. Master's thesis, Université Libre de Bruxelles, 2004.
- P. Letier, M. Avraam, M. Horodinca, A. Schiele, and A. Preumont. Survey of actuation technologies for body-grounded exoskeletons. In *Proc. Eurohaptics 2006 Conference*, pages 497–500, 2006a.
- P. Letier, A. Schiele, M. Avraam, M. Horodinca, and A. Preumont. Bowden cable actuators for torque feedback in haptic applications. In *Proc. Eurohaptics 2006 Conference*, pages 251–256, July 2006b.
- T.H. Massie and J. Salisbury. The Phantom haptic interface : A device for probing virtual objects. In *Proc. ASME Winter Annual Meeting Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, Chicago, November 1994.

- A. Nakai, T. Ohashi, and H. Hashimoto. 7 dof arm type haptic interface for teleoperation and virtual reality systems. In *Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, volume 2, pages 1266–1271, October 1998.
- T. Nef, M. Mihelji, and R. Riener. Armin : a robot for patient-cooperative arm therapy. *Medical & Biological Engineering & Computing*, 45 :887–900, September 2007.
- C. Norkin and J. White. *Measurement of joint motion, a guide to goniometry, 2nd edition*. F. A. Davis Company, 1995.
- ODE. Open Dynamics Engine - <http://www.ode.org/>.
- A.M. Okamura. Haptic feedback in robot-assisted minimally invasive surgery. *Current Opinion In Urology*, 19(1) :102–107, January 2009.
- M. O'Malley and M. Goldfarb. The effect of force saturation on the haptic perception of detail. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 7(3) :280–288, September 2002.
- A. Peer and M. Buss. A new admittance type haptic interface for bimanual manipulations. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 13(4) :416–428, August 2008.
- J. C. Perry, J. Rosen, and S. Burns. Upper-limb powered exoskeleton design. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 12(4) :408–417, August 2007.
- S. Pheasant. *Bodyspace, anthropometry, ergonomic and the design of work, 2nd Edition*. CRC Press, 1996.
- C. Richard and M. Cutkosky. Contact force perception with an ungrounded haptic interface. In *Proc. 6th ASME IMECE Annual Symposium on Haptic Interfaces*, pages 181–187, November 1997.
- J. Rosen, J. C. Perry, N. Manning, S. Burns, and B. Hannaford. The human arm kinematics and dynamics during daily activities - toward a 7 dof upper limb powered exoskeleton. In *Proc. International Conference on Advanced Robotics ICAR05*, pages 532–539, July 2005.
- A. Rusconi, P Magnani, P. Campo, R. Chomicz, G. Magnani, C. Lambert, and G. Gruener. DEXARM engineering model development and testing. In *Proc. 10th ESA Workshop on Advanced Space Technologies for Robotics and Automation (ASTRA 2008)*, ESTEC, Noordwijk, The Netherlands, November, 2008 2008.

- F. Salsedo, A. Dettori, and M. Bergamasco. Exoskeleton interface apparatus. Patent WO 2004/058458 A1, 2004.
- T. Sashida and T. Kenjo. *An Introduction to Ultrasonic Motors*. Oxford University Press, 1994.
- A. Schiele. *Wearable Robots : Biomechatronic Exoskeletons*, J.L. Pons, chapter Case Study : The Ergonomic EXARM Exoskeleton, pages 248–255. John Wiley & Sons Ltd., 2008.
- A. Schiele and G. Visentin. Exoskeleton for the human arm, in particular for space applications. US Patent 2003/0223844 A1, 2003.
- A. Schiele, P. Letier, van der Linde R.Q., and van der Helm F.C.T. Bowden cable actuator for force-feedback exoskeletons. In *Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems IROS 2006*, 2006.
- B. Siciliano and L. Villani. *Robot Force Control*. Kluwer Academic Publishers, 1999.
- M. Sitti and H. Hashimoto. Teleoperated touch feedback from the surfaces at the nanoscale : modeling and experiments. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 8(2) :287–298, 2003.
- B. Stanczyk, A. Peer, and M. Buss. Development of a high performance haptic telemanipulation system with dissimilar kinematics. *Advanced Robotics*, 20(11) : 1303–1320, 2006.
- H. Tan, M. Srinivasan, B. Eberman, and B. Cheng. Human factors for the design of force-reflecting haptic interfaces. In *Proc. of the Dynamic Systems and Control Conference*, volume DSC-55-1, 1994.
- N. Tsagarakis and D. Caldwell. Development and control of a "soft-actuated" exoskeleton for use in physiotherapy and training. *Autonomous Robots*, 15 : 21–33, 2003.
- D. Wang, Y. Zhang, and Z. Sun. *Robotic Welding, Intelligence and Automation*, volume 362/2007, chapter Multi-modal virtual reality dental training system with integrated haptic-visual-audio display, pages 453–462. Springer Berlin/Heidelberg, 2007.
- S. Wiker, E. Hershkowitz, and J. Zik. Teleoperator comfort and psychometric stability : criteria for limiting master-controller forces of operation and feedback during telemanipulation. In *Proc. NASA Conference on Space Telerobotics*, volume 1, pages 99–107, February 1989.

- R. Williams, M. Murphy, D. North, J. Berlin, and M. Krier. Kinesthetic force/moment feedback via active exoskeleton. In *Proc. 1998 Image Conference*, Scottsdale, Arizona, August 1998.
- Y. Yokokohji and T. Yoshikawa. Bilateral control of master-slave manipulators for ideal kinesthetic coupling-formulation and experiment. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 10(5) :605-620, October 1994.

