

ALEXANDRE CAMPEAU-LECOURS

**DÉVELOPPEMENT D'ALGORITHMES DE COMMANDE
ET D'INTERFACES MÉCATRONIQUES POUR
L'INTERACTION PHYSIQUE HUMAIN-ROBOT**

Thèse présentée

à la Faculté des études supérieures et postdoctorales de l'Université Laval
dans le cadre du programme de Doctorat en génie mécanique
pour l'obtention du grade de Philosophiæ Doctor (Ph.D.)

FACULTÉ DES SCIENCES ET DE GÉNIE
UNIVERSITÉ LAVAL
QUÉBEC

2012

Résumé

Les systèmes simples et les systèmes plus évolués tels que les robots aident l'être humain à accomplir plusieurs tâches depuis fort longtemps. Dans certains cas, le système en question remplace carrément l'humain alors que dans d'autres, le système agit en coopération avec celui-ci. Dans le dernier cas, le système représente plus un outil servant à augmenter les performances ou bien à éviter des tâches ingrates. L'avantage principal de cette augmentation humaine est de laisser à l'opérateur une certaine latitude dans le processus décisionnel de la tâche. Les forces propres aux humains et aux robots sont donc combinées afin d'obtenir une synergie, c'est-à-dire d'obtenir un meilleur système que la somme de ses composantes. Cependant, accomplir des tâches de coopération complexes de manière intuitive représente un défi de taille. Alors qu'auparavant les robots étaient isolés et donc conçus et programmés en conséquence, la nouvelle génération de robots doit être capable de comprendre son environnement et les intentions de l'humain, et d'y répondre adéquatement et de manière sécuritaire, intuitive, conviviale et ergonomique. Ceci apporte de nombreux débouchés dans différents domaines tels que la manutention, l'assemblage manufacturier, la réadaptation physique, la chirurgie, l'apprentissage via des simulations haptiques, l'aide aux personnes handicapées et bien d'autres.

Cette thèse comporte trois parties. La première traite de la commande des robots d'interaction physique. L'approche pour parvenir à une commande intuitive, les bonnes pratiques, un algorithme d'interaction s'adaptant aux intentions de l'humain et l'adaptation d'une commande par couple pré-calculé à l'interaction humain-robot sont présentés. La deuxième partie traite de systèmes mains sur la charge qui sont plus intuitifs

à utiliser pour l'opérateur. Le développement de ces systèmes comprend des innovations mécaniques et de commande avancées. La troisième partie traite finalement d'éléments de sécurité. Elle présente d'abord le développement d'un algorithme d'observation et de contrôle des vibrations et ensuite le développement d'un capteur détectant à distance la proximité humaine.

Cette thèse se propose d'apporter plusieurs contributions, tant dans un esprit scientifique que pour des applications industrielles requérant des réponses immédiates.

Summary

For a long time, simple and advanced systems such as robots have been helping humans to accomplish several tasks. In some cases, the system simply replaces the operator while in other cases, the system cooperates with him/her. In the latter case, the system is more a tool used to increase performance or to avoid unpleasant tasks. The principal advantage of this human augmentation is to leave a certain latitude to the operator in the task decision process. Specific strengths of humans and robots are then combined to obtain a synergy, that is obtaining a more complete system than the sum of its parts. However, achieving complex tasks in a way that is intuitive to the human represents a huge challenge. While robots were previously segregated from humans and then designed and programmed accordingly, the new generation of robots must be able to perceive their environment and the human intentions and to respond to them safely, adequately, intuitively and ergonomically. This leads to several opportunities in a wide range of fields such as materials handling, assembly, physical rehabilitation, surgery, learning through haptic simulations, help to disabled people and others.

This thesis comprises three parts. The first one deals with the control of physical interaction robots. The approach to an intuitive control, good practices, an interaction algorithm adapting to human intentions and the adaptation of a computed-torque control scheme for human-robot interaction are presented. The second part presents hands on payload systems which are more intuitive to use for the operator. These system developments include mechanical and advanced control innovations. The third part introduces safety features. First, the development of a vibration observer/controller algorithm is presented and then the development of a sensor detecting human proximity is reported.

This thesis attempts to provide contributions, in a scientific spirit as much as for industrial applications requiring immediate solutions.

Avant-propos

“Le menuisier travaille le bois. L’armurier fabrique des flèches. Le sage se façonne lui-même.”

- *Le Bouddha.*

J’ai eu la chance dans ma vie d’avoir pu compter sur le support de bien des gens et plus particulièrement pour cette thèse, l’incroyable support de mon directeur de recherche Clément Gosselin. Je crois que ce serait bien résumer de dire qu’il est tellement humain, qu’à le côtoyer, on peut oublier qu’il est un demi-dieu ! Clément, merci pour la confiance (vous avez eu parfois plus confiance en moi, ou du moins laisser paraître et surtout au début, que moi en moi). Merci aussi pour votre passion, votre attention, votre disponibilité, vos conseils avisés et votre temps. Emerson a dit que *“Rien de grand n’a été fait sans enthousiasme”* : merci de m’avoir donné la chance d’avoir un projet si stimulant et de m’avoir fait confiance. Merci pour votre écoute car comme le dit Johann Wolfgang von Goethe, *“Parler est un besoin, écouter est un art”*, que vous possédez assurément. Une de vos plus grandes qualités est bien résumée par Dee W. Hock et ressemble fort à un principe de gestion de Dale Carnegie : *“Il est essentiel d’employer, de récompenser des gens dont l’optique est radicalement différente de la vôtre, et de leur faire confiance. C’est aussi rare, car ceci requiert des capacités d’humilité, de tolérance et de sagesse hors du commun.”* Merci pour tout.

Sans les pros de la recherche, Thierry, Boris et Simon, j’aurais fait beaucoup moins en beaucoup plus de temps, tout en souffrant beaucoup plus. Lionel m’avait dit que vous saviez tout et à quel point vous étiez forts, mais je ne m’attendais pas à tant ! Votre passion et votre dévouement sont exemplaires et font de vous des collègues hors-pair.

D'un côté plus personnel, votre gentillesse, votre écoute, votre ouverture et toute votre personnalité font de vous des êtres humains, des amis et des compagnons de dîner et de golf sans égal.

Merci beaucoup aux membres du Jury, les professeurs Philippe Cardou, Marc Richard et Pascal Bigras. Merci pour votre temps, votre dévouement, votre patience et vos suggestions. Merci particulièrement à Philippe pour toutes les discussions, ton aide et ta disponibilité.

La vie au laboratoire serait bien pauvre sans les collègues et amis de travail. Plus particulièrement, merci à Nicolas de m'avoir parrainé et d'avoir répondu à tant de questions plus administratives et techniques. Frank, tu es un ami et un exemple vivant de courage et de détermination, et tu me dois une/des bières. Merci à Pierre-Luc, mon ex-lutin, tu as fait un travail exceptionnel en plus d'être un très bon Jack. Merci à Martin Otis pour son aide précieuse pour deux des chapitres de cette thèse et les éclaircissements apportés. Pour continuer, un salut particulier à Louis-Alexis, Martin, Mathieu, Simon, Simon-Guy, Mehdi, Cyril, Brian, Noémie, David, Geneviève, Peng, Hanwei, Marc-Antoine et Vincent ainsi qu'à tous mes coéquipiers au fil des études. Merci aussi à tous les anciens du laboratoire et autres roboticiens, car comme le dit Newton, "If I have seen a little further it is by standing on the shoulders of Giants".

Le département de génie mécanique de l'Université Laval offre un support hors du commun. Merci à Yves Jean, Michel Dominique et André Chamerland de l'atelier d'électronique qui m'ont amené une aide vraiment vraiment précieuse. L'atelier mécanique est une bénédiction de par sa facilité d'accès, sa qualité, sa bonne gestion et son personnel dévoué. Il apporte une aide très précieuse et devrait être pris en exemple par les autres Universités. Un merci particulier à Frédéric, Michel, Jean-Claude, Sylvain et Jean Ruel. On ne peut passer sous silence le travail hors du commun de Sylvie, Diane et Johanne qui ramènent le travail administratif et bureaucratique à une facilité déconcertante. Merci pour votre disponibilité, votre écoute et votre grand sourire.

Cette thèse est aussi un achèvement d'un parcours scolaire. Merci à Lionel Birglen de m'avoir initié à la robotique, de m'avoir tant appris et d'avoir rempli nombre de formulaires pour les demandes de bourses. Merci à André Desbiens pour tous les cours de commande, toutes les questions répondues et sa passion pour la commande qui m'ont énormément apporté. Au primaire, au secondaire, au Cegep et à l'Université, beaucoup de professeurs ont une influence directe sur nous et nous aident beaucoup en répondant à tant de questions. Merci à tous mes professeurs de l'Université Laval, de l'École Polytechnique de Montréal, du Collège de Montréal, du Collège de Maisonneuve, de

l'Académie Michèle Provost et de l'Académie Micheline Jankee. Même si nos opinions pouvaient parfois diverger, merci au professeur Boukas de m'avoir initié à la mécanique, et reposez en paix. Merci aussi à Mohamed Bentounes, Richard Gourdeau et Richard Hurteau de m'avoir initié aux systèmes asservis, à la commande, la robotique et d'avoir répondu à toutes mes questions. Gaetan Thibault et Claudette Zizian m'ont initié et donné une première image des sciences au secondaire, merci de m'avoir encouragé. Francis Frappier m'a beaucoup aidé, via le sport, à me donner confiance. Au Cegep, Roch Edouard Mercier m'a appris à comprendre plutôt qu'à apprendre, ce qui a changé ma vie. Dans la même veine, merci également à Cesaro Campillo. Merci à mes animateurs scouts, Gaétan, Francine, Richard, Louis-Philippe, Danielle, Anne-Elizabeth, Green, Mélanie, Michel et autres pour leur confiance, pour m'avoir poussé, pour leur conseils et avoir forgé mon caractère. Merci à tous.

Je ne pourrai jamais assez remercier mes parents pour tout ce qu'ils ont fait pour moi. Bien qu'Einstein ait dit que la plus grande force de l'univers soit les intérêts composés, je crois que ce serait plutôt l'amour inconditionnel. Merci pour votre temps, votre amour et les valeurs inculquées. Le plus beau cadeau est de m'avoir donné, via votre éducation et vos gestes, un esprit positif et ma confiance en moi. Il est beaucoup plus facile de foncer et de se lancer dans le vide quand on sait qu'un harnais de sécurité est présent. Similairement au proverbe hassidique, ils m'ont dit : *“Regarde avec soin où ton coeur te dit d'aller et persiste dans cette direction de toutes tes forces.”* Mon père est un pilier, un ours, un homme. Il m'a appris et démontré qu'il n'était pas grave de tomber et que l'important était de se relever ; merci d'avoir fait preuve de cette force de caractère et de me l'avoir inculquée. Ma mère est la personne la plus gentille sur terre et m'a appris qu'il faut parfois baisser les yeux pour voir plus grand que soi.

Ma plus grande motivation provient de mon ascendance. Mes parents, grands-parents et ancêtres ont travaillé tellement fort toute leur vie dans des conditions souvent beaucoup plus difficiles pour que l'on ait aujourd'hui accès au confort dont nous bénéficions. Je ne peux les remercier qu'en faisant de même. Merci pour tout votre amour et tout votre travail.

Toute ma famille est aussi une source inépuisable d'amour inconditionnel. Merci à mes tantes ou mères adjointes, Denise et Lise de s'être autant occupées de nous et de nous avoir tant donné, sans oublier mes oncles Michel et Jacques. À Johanne de m'avoir compris et de m'avoir gavé d'Oréo double crème. Mes grands cousins Frédéric et Étienne pour s'être tant occupé de moi et m'avoir trimbalé partout. Sans eux je serais loin d'être qui je suis et je peux toujours compter sur leur support. Ils m'ont beaucoup

appris, conseillé, encouragé et m'ont montré ce que c'était d'être fonceur, acharné, sportif et guerrier. Julie pour s'être tant occupée de moi et de m'avoir protégé. Le plus beau cadeau qu'elle ait pu me faire est d'avoir amené Alain dans la famille. Il m'a aidé à réfléchir, donné un second souffle à mon intérêt pour les marchés boursiers et j'ai toujours des discussions très intéressantes avec lui. De plus, cela a pu me fournir un adversaire relativement viable à NHL, ce qui est rare dans la famille (il faut quand même dire qu'Étienne se force!). Aux Couture, André, Lise, Lyne, Jean-François, Sandra, Claude, Valérie et autres ainsi qu'aux Ouimet de s'être occupé de moi et de toujours me supporter. Je sais que vous êtes présents peu importe ce qui arrive. Mio madrina Tonya pour tout son amour et ses encouragements. Mon parrain Jean, qui est aussi mon parrain d'ingénieur, pour tout ton support, pour m'avoir initié au génie et pour tout ton aide, merci infiniment. À mes petits cousins Sabrina, Jonathan, Amélie, Félix, Florence, Annabelle, Loucas et Éric. Pour toute l'incroyable source de bonheur et de joie de vivre qu'ils m'apportent.

Merci à Annie de m'avoir supporté durant une bonne partie de cette thèse, de m'avoir encouragé et pour tout ce que tu m'as apporté. Merci à Andrée-Anne de m'avoir supporté durant la fin de cette thèse, d'avoir fait en sorte que le tout finisse dans une telle beauté qui ne peut l'égaliser et de me rendre heureux comme jamais je n'aurais cru pouvoir l'être.

Merci à Tom Hopkins et David Allen pour leurs livres de gestion du temps qui m'ont fait sauver beaucoup de temps et de tracas. Merci aussi à tous ceux qui prennent le temps d'écrire pour partager leurs connaissances.

Avoir eu l'opportunité de travailler au sein du projet GM a été extraordinaire. Ceci nous a premièrement permis de travailler sur des problèmes actuels et concrets. Ensuite, nous avons pu collaborer en équipe, ce qui était très stimulant. Finalement, merci à tous les membres de l'équipe et à nos collègues chez GM qui ont pu nous fournir de très bons conseils et une vue de l'intérieur.

J'ai entendu à Découverte, "*La recherche coûte cher, mais le manque de recherche coûte encore plus cher*". Merci beaucoup au CRSNG et au FQRNT pour l'appui financier. Les bourses sont nécessaires pour inciter les étudiants à continuer aux cycles supérieurs, surtout étant donné qu'en génie on peut aller sur le marché du travail directement après le baccalauréat.

Merci aussi à tous ceux que j'ai pu oublier ou qui ont aidé dans le silence!

“Pain is temporary. It may last a minute, or an hour, or a day, or a year, but eventually it will subside and something else will take its place. If I quit, however, it lasts forever.”

- Lance Armstrong.

*À mes parents,
à mes grands-parents,
à mes ancêtres,
à ma famille,
à tous ceux qui aident les autres à avancer.*

Table des matières

Résumé	iii
Summary	v
Avant-propos	vii
Table des matières	xiii
Liste des tableaux	xix
Liste des figures	xxi
Liste des extensions multimédias	xxix
Introduction	1
I Coopération humain-robot via un contact direct	7
1 Commande Coopérative	13
1.1 Commande par impédance VS commande par admittance	14
1.2 Commande en force et commande par impédance	16
1.2.1 Commande en force directe	16
1.2.2 Commande par compliance et amortissement	17
1.2.3 Commande par impédance	18
1.3 Commande par admittance	20
1.3.1 Stabilité	24
1.4 Commande par admittance variable	28

1.4.1	Inférence des intentions de l'opérateur	29
1.4.2	Ajustement en ligne des paramètres d'admittance	31
1.4.3	Réglage des paramètres	35
1.4.4	Méthodes alternatives	35
1.4.4.1	\dot{x}_∞ - Vitesse en régime permanent	35
1.4.4.2	Force	36
1.4.5	Expérimentations	37
1.4.5.1	Tâche de dessin	37
1.4.5.2	Impulsion	39
1.4.5.3	Décélération	42
1.5	Commande par couple pré-calculé	42
1.5.1	Introduction	42
1.5.2	Identification	44
1.5.2.1	Structure générale	45
1.5.2.2	Moindres carrés	46
1.5.2.3	Résultats	47
1.5.3	Commande en vitesse	50
1.5.3.1	Commande PID	50
1.5.3.2	Commande par couple pré-calculé	51
1.5.3.3	Compensation de friction	52
1.5.3.4	Vitesse et accélération désirée	53
1.5.4	Considération des saturations	55
1.5.4.1	Limite en vitesse	55
1.5.4.2	Limite d'accélération	56
1.5.4.3	Limite virtuelle	60
1.5.5	Expérimentation	60
1.5.5.1	Déplacement simple du système d'assistance	60
1.5.5.2	Dessin	61
1.5.5.3	Cercles	64
1.6	Structure semi-rigide et système poignée sur la charge	67
1.6.1	Structure semi-rigide	68
1.6.2	Poignée sur la charge	70
1.7	Prototype	73
1.8	Conclusion	74
2	Modélisation et stabilité théorique	77
2.1	Introduction	78

2.2	Résultats expérimentaux	79
2.3	Résultats théoriques	80
2.3.1	Modèle simple	80
2.3.1.1	Opérateur en boucle ouverte	80
2.3.1.2	Opérateur en boucle fermée	81
2.3.2	Modèle détaillé	85
2.3.2.1	Opérateur en boucle ouverte	85
2.3.2.2	Opérateur en boucle fermée	87
2.3.2.3	Raideur de la transmission	92
2.4	Discussion	93
2.5	Conclusion	95

II Coopération humain-robot avec manipulation directe de la charge **97**

3	Système d'assistance intelligent à câble suspendu	101
3.1	Introduction	102
3.2	Mécanique et capteurs	106
3.2.1	Capteur d'angle du câble	106
3.2.1.1	Conception mécanique	108
3.2.1.2	Capteurs et électronique	110
3.2.1.3	Fusion de données	111
3.2.1.4	Traitement du signal de l'angle du câble	114
3.2.2	Treuil	116
3.2.3	Cellule de charge	118
3.2.4	Accéléromètre	118
3.2.5	Pont roulant	118
3.3	Dynamique	119
3.3.1	Modèle couplé	119
3.3.1.1	Représentation des angles	119
3.3.1.2	Équation du mouvement	121
3.3.2	Modèle simplifié	123
3.4	Assistance horizontale	124
3.4.1	Revue de la littérature	124
3.4.2	Concept général	125
3.4.3	Premier contrôleur	126

3.4.4	Second contrôleur	128
3.4.5	Mode coopération	129
3.4.5.1	Utilisation des gains K_v et K_{θ_1}	130
3.4.5.2	Utilisation des gains K_v , K_{θ} et $K_{\theta p1}$	131
3.4.6	Mode autonome	132
3.4.7	Transfert de mode	134
3.5	Assistance verticale	136
3.5.1	Estimation de l'accélération du centre de masse de la charge	136
3.5.1.1	Méthode de l'accéléromètre	137
3.5.1.2	Méthode individuelle	138
3.5.1.3	Méthode de fusion	141
3.5.2	Compensation des effets dynamiques	143
3.5.2.1	Estimation de la masse de la charge	144
3.5.2.2	Estimation de la force de l'opérateur	145
3.5.3	Commande	146
3.5.3.1	Mode flottant	146
3.5.3.2	Autres modes de commande	146
3.6	Expérimentation	149
3.6.1	Assistance horizontale	149
3.6.1.1	Mode coopératif	149
3.6.1.2	Mode autonome	150
3.6.2	Assistance verticale (mode flottant)	151
3.7	Sécurité et solution alternative	157
3.7.1	Sécurité	157
3.7.2	Solution mécanique	157
3.8	Conclusion	160
4	Système d'assistance utilisant un mécanisme articulé	161
4.1	Introduction	162
4.2	Mécanique et capteurs	164
4.2.1	Description du mécanisme	164
4.2.2	Capteurs et électronique	168
4.3	Dynamique	168
4.3.1	Modèle couplé	169
4.3.1.1	Équations du mouvement	169
4.3.2	Modèle simplifié	171
4.4	Commande	171

4.5	Expérimentations	172
4.5.1	Mode coopératif	173
4.5.2	Mode autonome	175
4.6	Conclusion	175
 III Éléments de sécurité dans l'interaction humain-robot		177
5	Observateur et contrôleur de vibrations	181
5.1	Introduction	182
5.2	Observateur/Contrôleur de vibration	185
5.2.1	Principe général	185
5.2.2	Fenêtre de temps large	186
5.2.3	Fenêtre de temps étroite	187
5.2.4	Indice de vibration	190
5.2.5	Contrôleur	192
5.3	Application à la commande par admittance	192
5.4	Expérimentations	194
5.4.1	Vis à billes linéaire à 1 ddl	194
5.4.1.1	Observateur de passivité	197
5.4.2	Système d'assistance intelligent	198
5.5	Conclusion	202
6	Peau capacitive détectant la proximité humaine	203
6.1	Introduction	204
6.2	Composantes mécaniques	206
6.3	Circuit électronique	207
6.4	Interaction	207
6.4.1	Mode sécurité	208
6.4.2	Mode coopération	209
6.5	Conclusion	210
 Conclusion		213

Liste des tableaux

1.1	Comparaison de l'estimation des paramètres.	48
3.1	Force requise avec le système à câble	157
4.1	Force requise avec le système articulé	173
5.1	Paramètres utilisés avec le prototype à 1 ddl.	196
5.2	Paramètres utilisés avec le prototype d'assistance intelligent à 4ddl. . .	200

Liste des figures

1	Robot d'interaction sociale du MIT.	3
2	Systèmes haptiques.	4
3	Exosquelette et IAD.	4
4	Exemples de systèmes collaboratifs.	5
1.1	Schéma de commande utilisé dans ce chapitre.	21
1.2	Limite de stabilité/vibration pour des mouvements le long des axes horizontaux X et Y : ratio minimal entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel vs l'amortissement virtuel. La zone hachurée est la zone dans laquelle des vibrations peuvent être perçues par l'opérateur alors que la zone claire est la zone libre de vibrations.	27
1.3	Schéma utilisé pour déduire les intentions de l'opérateur.	31
1.4	Limite de stabilité/vibration et conception des paramètres d'admittance variables pour des mouvements le long de l'axe X : ratio minimal entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel vs l'amortissement virtuel. La zone hachurée est la zone dans laquelle des vibrations peuvent être perçues par l'opérateur alors que la zone claire est la zone libre de vibrations. La ligne pointillée représente la masse virtuelle appliquée.	34
1.5	Vue de haut de la trajectoire suivie par l'opérateur.	37
1.6	Corridor prescrit avec un exemple de dessin.	38
1.7	Longueur totale des dépassements versus le temps requis pour compléter la tâche (parcours et tracé). Chaque sujet a fait deux essais pour chaque type de paramètre d'admittance. Les gros marqueurs représentent la moyenne du groupe correspondant.	38

1.8	Exemple de résultats obtenus avec des paramètres d'admittance variables.	40
1.9	Réponse du système à une impulsion. Outre pour la sous-figure de la force, la ligne bleue pleine représente des paramètres fixes élevés, la ligne rouge pointillée représente des paramètres fixes faibles et la ligne trait-point verte représente des paramètres variables.	41
1.10	Réponse du système à une décélération.	43
1.11	Comparaison hors-ligne des couples mesurés et estimés.	49
1.12	Suivi en vitesse en boucle ouverte en mode collaboratif.	49
1.13	Commande et position utilisées pour l'identification selon l'axe des X	50
1.14	Problème de retour en arrière en boucle ouverte, avec et sans compensation de friction. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pointillée rouge représente la vitesse désirée.	54
1.15	Saturation en vitesse théorique.	57
1.16	Vitesse, accélération et secousse désirées avec une saturation en vitesse en réponse à une force d'entrée de l'opérateur en forme de sinus.	58
1.17	Vitesse, accélération et secousse désirées avec et sans limite graduelle de l'accélération.	59
1.18	Comparaison de l'erreur de suivi en vitesse et du bruit dans la commande pour l'axe des X entre la commande PID et la commande par couple pré-calculé. La courbe pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la courbe pointillée rouge représente la vitesse désirée.	62
1.19	Comparaison de l'erreur de suivi en vitesse et du bruit dans la commande pour l'axe des Y entre la commande PID et la commande par couple pré-calculé. La courbe pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la courbe pointillée rouge représente la vitesse désirée.	63
1.20	Comparaison du suivi en vitesse à faible vitesse.	64
1.21	Distance des dépassements et temps requis pour compléter la tâche.	65
1.22	Exemple de résultats avec la commande par couple pré-calculé lors d'un tracé.	66
1.23	Comparaison des excentricités de cercles.	67
1.24	Structure semi-rigide avec poignée sur la structure.	68
1.25	Effecteur : configurations possibles.	69
1.26	Poignée sur la charge.	71
1.27	Données obtenues avec la poignée sur la structure.	71
1.28	Données obtenues avec la poignée sur la charge.	72
1.29	Prototype du système d'assistance intelligent à 4 ddl.	74

2.1	Modèle simple considérant l'opérateur en boucle ouverte.	81
2.2	Modèle simple considérant l'opérateur en boucle fermée.	81
2.3	Pôles pour le modèle simple considérant l'opérateur en boucle fermée pour le cas (2) avec une masse virtuelle variant entre $1kg$ (cercle) et $200kg$ (carré). $c = 120$, $T = 0, 1$ et $K_H = 550$	83
2.4	Modèle simple considérant l'opérateur : fréquence naturelle et ratio d'amortissement pour le pôle sous-amorti vs masse virtuelle variant entre $1kg$ et $200kg$. $c = 120$, $T = 0, 1$ et $K_H = 550$	83
2.5	Pôles pour le modèle simple considérant l'opérateur en boucle fermée pour le cas (2) avec une masse virtuelle variant entre $1kg$ (cercle) et $200kg$ (carré). $c = 20$, $T = 0.1$ et $K_H = 550$	85
2.6	Modèle détaillé du robot.	85
2.7	Modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle ouverte.	86
2.8	Pôles du modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle ouverte pour une masse virtuelle variant entre $10kg$ (cercle) et $200kg$ (carré). $c = 120$, $T = 0, 1$, $K_p = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$	87
2.9	Réponse à un échelon de la force appliquée par l'opérateur en boucle ouverte. $c = 120$, $T = 0, 1$, $K_p = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$	88
2.10	Comparaison des résultats théoriques et expérimentaux pour la limite de vibration et/ou de stabilité.	89
2.11	Modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle fermée.	90
2.12	Pôles pour le modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle fermée pour une masse virtuelle variant entre $0, 1kg$ (cercle) et $200kg$ (carré). $c = 120$, $T = 0.1$, $K_p = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$, $K_H = 550$, $C_H = 23, 45$	91
2.13	Modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle ouverte : pôles pour une raideur de transmission variant entre $10000N/m$ (cercle) à $500000N/m$ (carré). $c = 120$, $T = 0.1$, $K_p = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$	92
2.14	Modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle ouverte : réponse à un échelon de force d'interaction pour différentes rigidité de transmission. $c = 120$, $T = 0.1$, $K_p = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$	93

2.15	Diagramme de Bode en considérant l'opérateur en boucle ouverte. $c = 120, T = 0, 1, Kp = 10000, M_R = 500, C_R = 100, m_R = 50, K_B = 40000, C_B = 40$	94
3.1	Prototype du système d'assistance intelligent à câble suspendu.	104
3.2	Modèle CAO du capteur d'angle du câble.	108
3.3	Prototype du capteur d'angle du câble.	109
3.4	Vue explosée d'un support du capteur d'angle du câble.	110
3.5	Exemple de fusion de données pour un axe du câble.	112
3.6	Exemple d'angles de sortie θ_{p0} et θ_{p1} en fonction d'un angle d'entrée θ_{in} . $\theta_{ab1} = 2^\circ, \theta_{ab2} = 1^\circ$ et $\theta_{ab3} = 2^\circ$	115
3.7	Filtre spécial pour éliminer les oscillations à haute fréquence autour de la position d'équilibre.	116
3.8	Exemple du filtre spécial pour éliminer les oscillations à haute fréquence autour de la position d'équilibre. La ligne pleine bleue représente le signal d'entrée alors que la ligne rouge pointillée représente la sortie du filtre.	117
3.9	Définition des paramètres.	120
3.10	Définition des paramètres avec le modèle simplifié.	123
3.11	Schéma général de commande du système d'assistance à câble.	129
3.12	Exemple de transfert sans à-coup avec $b_m = 0.995$ et $T_s = 2ms$. La ligne bleue pleine représente la vitesse désirée alors que la ligne pointillée rouge représente la sortie du transfert de mode sans à-coup.	135
3.13	Définition des longueurs.	138
3.14	Estimation de l'accélération avec la méthode de fusion.	143
3.15	Schéma de commande général du mode flottant.	147
3.16	Schéma de commande détaillé du mode flottant.	148
3.17	Expérimentation horizontale d'impulsion en mode coopératif.	150
3.18	Expérimentation horizontale d'interaction.	151
3.19	Expérimentation horizontale en mode autonome.	152
3.20	Estimation de la masse. \hat{m}_F avec la méthode de fusion, \hat{m}_I avec la méthode individuelle et \hat{m}_{A2} avec la méthode de l'accéléromètre. La ligne pointillée rouge représente la masse réelle.	154
3.21	Erreur d'estimation de la masse.	155
3.22	Force et vitesse en mode d'interaction. Le signal du capteur de force n'est pas utilisé dans la commande mais uniquement pour fins de comparaisons.	156

3.23	Solution mécanique afin de découpler la force de l'opérateur du poids de la charge.	159
3.24	Exemple de répartition des forces avec la solution mécanique d'assistance verticale.	159
4.1	Prototype du mécanisme articulé.	163
4.2	Modèle CAO du mécanisme articulé et définition des paramètres. . . .	166
4.3	Effecteur du mécanisme articulé.	167
4.4	Décalage du centre de masse avec le mécanisme articulé.	167
4.5	Définition des paramètres du mécanisme articulé.	169
4.6	Définition des paramètres avec le modèle simplifié.	171
4.7	Expérimentation d'impulsion.	174
4.8	Expérimentation d'interaction.	174
4.9	Expérimentation en mode autonome.	176
5.1	Structure générale de l'observateur/contrôleur de vibrations : r est la référence, u est la commande, y_2 est la sortie et y_1 est le signal considéré par l'observateur de vibration.	185
5.2	Structure de l'observateur de vibrations : y_1 est l'entrée de l'observateur et \bar{V}_ℓ en est la sortie.	186
5.3	Illustration d'une fenêtre de temps large et étroite : la ligne verte pointillée représente les limites de la fenêtre de temps large alors que la ligne noire trait-point représente les limites de la fenêtre de temps étroite pour un point donné dans la fenêtre de temps large.	188
5.4	Minimums et maximums détectés par l'algorithme avec un signal peu bruité ($T_w = 0.25s$, $T_n = 0.03s$).	189
5.5	Minimums et maximums détectés par l'algorithme avec un signal bruité ($T_w = 1s$, $T_n = 0.3s$).	189
5.6	Exemple de détermination de l'indice de vibration, \bar{V}_ℓ , pour deux signaux obtenus lors d'une expérimentation de coopération humain-robot. Dans la colonne de gauche, le signal a été obtenu à partir d'une coopération humain-robot douce alors que dans la colonne de droite, les signaux ont été obtenus à partir d'une coopération humain-robot raide, menant à des vibrations ($T_w = 0,25s$, $T_n = 0,03s$, $\lambda_v = 20$, $RL = 12,5s^{-1}$, $FL = 0,5s^{-1}$).	191
5.7	Prototype de vis à billes linéaire à un degré de liberté.	195

5.8	Coopération douce. La ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.	195
5.9	Coopération raide sans observateur/contrôleur de vibration. La ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.	196
5.10	Coopération raide autour d'un point avec observateur/contrôleur de vibration. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.	197
5.11	Coopération indice avec mouvement et avec observateur/contrôleur de vibration. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.	198
5.12	Sortie de l'observateur de passivité avec un environnement raide.	199
5.13	Coopération douce. La ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.	199
5.14	Coopération raide sans observateur/contrôleur de vibration. La ligne pleine bleu représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.	200
5.15	Coopération indice autour d'un point avec observateur/contrôleur de vibration. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.	201
5.16	Coopération raide avec mouvement et avec observateur/contrôleur de vibration. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.	201
6.1	Prototype de la peau capacitive.	206
6.2	Circuit électronique pour le capteur capacitif.	207

6.3	Amplitude du signal pour différentes situations. I- un doigt à 1cm de la peau, II- une main à 1cm de la peau, III- un doigt en contact avec la peau, IV- une main en contact avec la peau, V- un doigt en contact avec la peau à travers un gant de travail, VI- une main en contact avec la peau à travers un gant de travail, VII- une pièce métallique de 95 × 82 × 3 mm en contact avec la peau et VIII- une pièce de bois de 240 × 85 × 35 mm en contact avec la peau.	208
6.4	Robots utilisés dans les expérimentations de la peau capacitive	209
6.5	Différentes options avec la peau capacitive.	211
6.6	Exemple de coopération via les peaux capacitives avec le Tripteron. . .	212

Liste des extensions multimédias

- La vidéo “0_TheseResume_ALecours.avi” présente un aperçu de la thèse.
- La vidéo “1_IAD_Global.avi” présente une vue globale du système d’assistance humaine.
- La vidéo “1_IAD_ModeControle.avi” présente les différents mode de contrôle possibles.
- La vidéo “1_IAD_Parcours.avi” présente le tracé d’un parcours par un opérateur.
- La vidéo “1_IAD_PoigneeCharge.avi” présente le système poignée sur la charge et l’effecteur semi-rigide.
- La vidéo “3_Cable_Objets.avi” présente la manutention de divers objets avec le système d’assistance humaine.
- La vidéo “3_Cable_XY.avi” présente l’interaction horizontale.
- La vidéo “3_Cable_Z.avi” présente l’interaction verticale.
- La vidéo “4_Articulated_XY.avi” présente le système d’assistance à base d’un mécanisme articulé.
- La vidéo “5_VOVC_Court.avi” présente un résumé de l’algorithme avec un extrait des expérimentations.
- La vidéo “5_VOVC_Long.avi” présente l’algorithme de manière plus complète avec un extrait des expérimentations.
- La vidéo “6_TouchSafe.avi” présente l’interaction avec une peau capacitive détectant la proximité humaine.

Introduction

“Aucun vent n’est favorable pour celui qui ne sait pas vers quel port naviguer.”

- Sénèque.

Depuis fort longtemps, l’Homme utilise des machines, plus ou moins complexes (outils, moulins à eau, voitures, robots, etc.), afin de faciliter ses tâches et de pousser plus loin ses capacités. Plus récemment, l’automatisation et la robotique, abondant dans le même sens, ont permis de libérer l’Homme de travaux dangereux ou inadéquats. Ceci a permis de créer des emplois de meilleure qualité en réduisant le travail monotone et les travaux difficiles dus au mouvement répétitifs, aux charges lourdes, aux contraintes ou aux conditions environnementales comme la chaleur, le froid, la saleté et le bruit, tout en permettant de réduire les risques d’accidents.

Ces machines, ou robots dans le cas qui nous intéresse, ont cependant leur limites lorsque l’exécution de la tâche demande un haut degré de perception, d’agilité ou de décision car ceci ne peut pas, à ce jour, être fait de manière robuste, efficace et à faible coût. Il est par exemple techniquement difficile de concevoir un robot pouvant travailler avec des pièces variant en forme et en grandeur et de pouvoir s’adapter à plusieurs situations. Il est aussi coûteux, voire impossible, de reprogrammer ou reconcevoir le robot lorsque des changements dans l’environnement de travail surviennent. En résumé, leur faiblesse principale réside en leur capacité de perception, d’adaptation et de décision limitées (Colgate et collab., 2003; Peshkin et collab., 2001; Bicchi et collab., 2008).

Après un certain temps d'une vision illusionniste (du moins pour l'instant) d'un monde totalement automatisé, la notion que les technologies d'automatisation ne peuvent pas remplacer l'Homme est devenue apparente. Un nombre de plus en plus élevé de produits personnalisés et complexes demandent un haut degré de flexibilité de production et de fiabilité, ce qui n'est pas possible à ce jour pour un système complètement automatisé.

Ces requis peuvent cependant être accomplis via une automatisation hybride qui intègre convenablement les forces spécifiques des humains et de la technologie. Les capacités sensorielles de l'homme, ses connaissances, ses habiletés, ses capacités d'adaptation et de décision sont ainsi combinées avec les avantages des robots tels que leur puissance, leur endurance, leur vitesse et leur précision. Les systèmes d'assistance ne remplacent donc pas l'humain mais lui donnent un support pour accomplir des tâches qui l'accablent ou lui permettent de repousser ses limites. Il est donc possible d'accomplir des tâches qui sont mal adaptées ou même dangereuses pour un humain seul (mouvements répétitifs, charges lourdes, contraintes, etc.) et technologiquement trop complexes pour un système automatisé tel qu'un robot. En résumé, les systèmes d'assistance ont été conçus avec une vision en tête, c'est-à-dire de minimiser les risques de blessures (ce qui est aussi coûteux pour les compagnies et le gouvernement), surtout au dos, associés aux opérations répétitives, tout en maximisant les performances et en demeurant robustes et intuitifs (Bicchi et collab., 2008). Cette approche mène à des systèmes mieux adaptés, de meilleure qualité, plus productifs et représentent la forme la plus économique de production, surtout si l'incertitude dans la tâche est importante (Kazerooni, 2008; Bicchi et collab., 2008; Peshkin et collab., 2001).

Il faut noter que le degré d'automatisation peut varier d'un système à l'autre afin d'optimiser l'utilisation des capacités caractéristiques de l'Homme et de la machine. Par exemple, dans un cas donné, cette dernière pourrait s'en tenir à un rôle d'observateur qui pourrait simplement envoyer un signal selon des conditions données alors que dans un autre cas elle pourrait activement aider l'opérateur humain à déplacer une charge.

En robotique, cette coopération directe entre humains et robots se nomme interaction humain-robot (IHR ¹). Les différents types d'interactions s'intéressent par exemple au sens de la parole, de l'observation par la vision, des émotions et au côté social tel que montré à la figure 1. Dans le cas qui nous intéresse, l'humain interagit de manière

¹HRI en anglais pour *Human Robot Interaction*

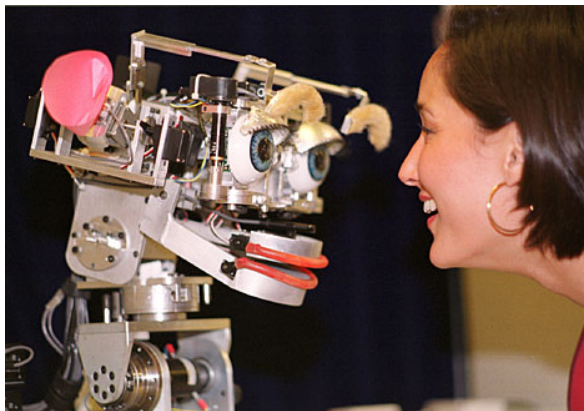


FIG. 1 – Robot d’interaction sociale du MIT.

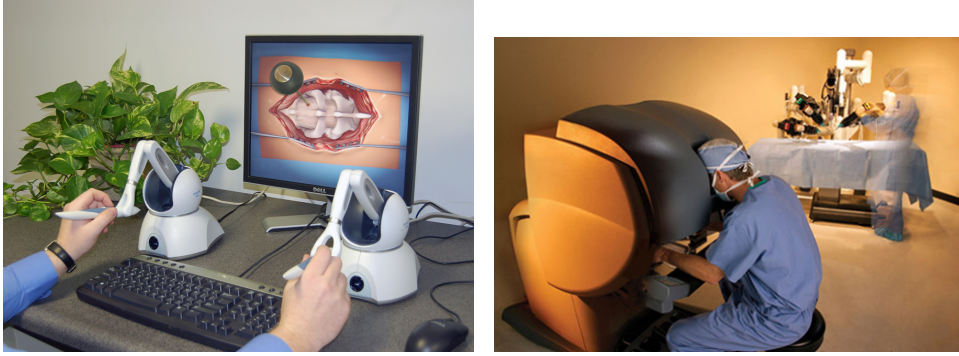
physique directe, par le toucher, et ceci est appelé interaction physique humain-robot (IpHR ²). Alors qu’auparavant les robots étaient isolés et donc conçus et programmés en conséquence, la nouvelle génération de robots doit être capable de comprendre son environnement et les intentions de l’humain, et d’y répondre adéquatement et de manière sécuritaire, intuitive, conviviale et ergonomique.

De tels systèmes sont utilisés dans le domaine de l’haptique qui est reliée au sens du touché. La figure 2(a) montre une simulation haptique d’une opération où les forces générées dans le monde virtuel seront renvoyées à l’opérateur. Il est alors possible pour les chirurgiens de pratiquer des opérations à un risque et un coût relativement peu élevés. La figure 2(b) montre un exemple de téléopération en chirurgie où le robot assiste le chirurgien pour être plus précis et diminue ses tremblements. Le terme téléopération réfère au fait que le chirurgien interagit avec un mécanisme distant du robot qui opère.

Un autre domaine où la coopération entre humains et robots se développe sont les exosquelettes. Ceux-ci sont attachés à l’humain et permettent d’augmenter ses capacités physiques. La figure 3(a) montre un exemple d’un tel système.

En industrie, de tels systèmes sont souvent appelés systèmes d’assistance intelligents ou *Intelligent Assist Device* (IAD) en anglais. Ceux-ci sont des outils contrôlés par ordinateur qui permettent aux opérateurs de soulever, déplacer et positionner des charges de manière rapide, précise et sécuritaire. Bien qu’ils ne soient pas nécessairement considérés comme que robots, ceux-ci sont très similaires et la différence est plus

²pHRI en anglais pour *physical Human Robot Interaction* et parfois HRC pour *Human-Robot Collaboration*



(a) Simulation médicale de SensAble Technologies. (b) Robot de téléopération chirurgicale Davinci de Intuitive Surgical.

FIG. 2 – Systèmes haptiques.

sémantique. À titre d'exemple, les IAD ont été très utilisés dans l'entreposage, les centre de distribution, les chaînes de montage et les services de livraison (Bicchi et collab., 2008). La figure 3(b) montre un exemple d'IAD utilisé dans l'industrie automobile.



(a) Exosquelette pour les membres inférieurs BLEEX de l'Université Berkeley. (b) IAD Robotics de Stanley Assembly dans le domaine automobile.

FIG. 3 – Exosquelette et IAD.

Comme il a été évoqué, la sécurité est un facteur très important en IpHR étant donné que les humains et les robots partagent le même espace de travail. Pour arriver à rendre les robots sécuritaires, une avenue est d'augmenter la capacité de perception des robots. Par exemple, il est possible d'intégrer des capteur de couples à chaque articulation, tel que montré à la figure 4(a), afin que le robot puisse ressentir les efforts appliqués sur ses membrures. Une autre approche serait de couvrir le robot de capteurs

de force, imitant ainsi la peau humaine.

Dans les applications de manutention ou d'assemblage, il est plus pratique pour l'opérateur d'interagir en appliquant des forces n'importe où sur la charge plutôt qu'en un point particulier du robot tel qu'illustré à la figure 4(b). En effet, en étant près de la charge, il peut plus facilement manipuler la charge et voir la tâche. Il peut alors changer la position de ses mains pour être plus efficace, productif, confortable ou pour avoir un meilleur angle de vue. Il peut aussi n'utiliser qu'une main alors que l'autre s'occupe d'un autre aspect de la tâche (Colgate et collab., 2003; Bicchi et collab., 2008). Finalement, il est beaucoup plus facile d'avoir plusieurs opérateurs travaillant sur la même charge simultanément puisque le système réagit à la résultante des forces appliquées sur la charge. L'objectif est donc de réduire les forces requises par l'opérateur, de réduire le coût, d'obtenir une fiabilité, une ergonomie, une sécurité et une productivité accrue.



(a) Robot sériel à 7 degrés de liberté LWR de Kuka. (b) Exemple de système mains sur la charge.

FIG. 4 – Exemples de systèmes collaboratifs.

Structure

Cette thèse est divisée en trois parties. La première partie présente la commande de robots en mode IpHR via un contact direct entre le robot et l'humain. Le chapitre 1 développe la commande et vise des aspects d'intuitivité, de performance, d'ergonomie et de stabilité. Le chapitre 2 traite de la modélisation du système d'interaction et traite

aussi de la stabilité.

La seconde partie vise le développement de systèmes d'interaction permettant de manipuler directement une charge. Pour y arriver, des innovations mécaniques et de commande sont proposées afin de créer des systèmes complets. Le chapitre 3 présente un système d'assistance utilisant un câble alors que le chapitre 4 traite d'un système d'assistance utilisant un mécanisme articulé.

Finalement, la troisième partie traite d'éléments de sécurité. Le chapitre 5 propose un algorithme d'observation et de contrôle des vibrations afin d'assurer la sécurité et permet aussi d'améliorer l'ergonomie en réduisant la force requise de l'opérateur. Le chapitre 6 traite d'un aspect de sécurité permettant au robot de réagir à la proximité de l'humain via un capteur capacitif.

Un résumé vidéo de la thèse est présenté dans le fichier "*0_ TheseResume_ ALe-cours.avi*". Ces travaux ont été publiés ou vont être soumis dans des journaux et conférences pour un total de 9 articles comme premier auteur. De plus, 3 brevets américains ont été déposés comme premier auteur pour la commande par admittance variable, pour le système d'assistance utilisant un câble et pour le système d'assistance utilisant un mécanisme articulé.

Il est important de noter que la presque totalité des concepts proposés dans cette thèse ont été mis en oeuvre en pratique. Ceci revêt une importance capitale car comme le dit Dale Carnegie dans *Comment parler en public*, "À tout art contribuent quelques principes et beaucoup de techniques".

*"Nos bras meurtris vous tendent le flambeau, à vous
toujours de le porter bien haut."*

*- Devise ornant le vestiaire des Canadiens de Montréal
et tirée d'un poème de John Alexander McCrae.*

Première partie

Coopération humain-robot via un contact direct

“Pour un homme avec un marteau, tout ressemble à un clou. ”

- Benjamin Graham dans L'investisseur intelligent.

Une des grandes difficultés de l'interaction physique humain-robot est qu'elle doit être intuitive pour l'humain. Or, chaque individu réagira différemment, préférera un comportement différent et le tout est donc très subjectif. Il n'y a donc pas de critère de performance défini comme dans le cas d'une commande en position classique où l'erreur de suivi ou autres balises peuvent être utilisées. De plus, le système dans l'ensemble réagira différemment selon le comportement de l'opérateur car celui-ci fait partie intégrante du système. Le concepteur doit donc arriver à un compromis acceptable pour tous et/ou laisser un contrôle simple des paramètres à l'opérateur pour que celui-ci puisse ajuster le comportement du système selon ses préférences.

Différents degrés d'interaction sont aussi possibles et sont souvent regroupés sous l'appellation meneur/suiveur. Par exemple, dans un cas, le robot peut être totalement suiveur, c'est-à-dire qu'il réagira uniquement aux entrées de l'humain. Il pourrait être meneur à un certain degré, c'est-à-dire qu'il mènerait la tâche mais permettrait à l'humain de le faire dévier de sa trajectoire en fonction de différentes entrées ou situations. Dans cette première partie, nous considérons la commande coopérative de robots via un contact direct. De plus, nous supposons que le robot ne possède pas d'information sur la tâche et sera confiné à un rôle de suiveur.

Différents types de commande peuvent être utilisés dans les applications haptiques et d'interaction physique humain-robot et où les objectifs peuvent être de simuler un environnement virtuel ou bien d'aider l'opérateur à accomplir une tâche physique. Afin de rendre la coopération avec l'opérateur intuitive et efficace, un schéma de commande en force est normalement utilisé. Les plus populaires sont la commande par impédance et la

commande par admittance et sont souvent tout deux appelés “commande par impédance” dans la littérature. Le concept de ces commandes est d’imposer un comportement au système robotique qui consiste généralement en un système masse-ressort-amortisseur découplé. Ce type de commande a l’avantage de ressembler fortement au comportement humain et au monde réel (Ikeura et collab., 1994; Kosuge et Kazamura, 1997) et est donc beaucoup plus intuitif.

Bien que les algorithmes de commande développés dans cette partie soient applicables à divers systèmes, l’objectif final était de rendre une interaction intuitive pour des applications où les charges à déplacer sont lourdes. Le prototype utilisé pour la partie expérimentale est d’ailleurs présenté à la section 1.7.

Bien que de tels systèmes existent, ceux-ci requièrent généralement de grandes forces de la part de l’opérateur et ne sont pas très intuitifs à utiliser car ils peuvent, par exemple, bouger de manière abrupte ou erratique. L’opérateur se sent donc souvent diminué par rapport à ce qu’il s’attend pouvoir accomplir et ces systèmes sont souvent délaissés, tout dépendant de l’application, car les opérateurs peuvent préférer transporter les charges manuellement. Bien que les causes de ces problèmes ne soient pas connues, il est intéressant de se pencher sur la question. Bien entendu, le problème peut être mécanique, c’est-à-dire que le mécanisme peut être mal conçu, non intuitif pour l’humain ou bien que des pièces mécaniques peuvent présenter des défauts. Le système résultant ne sera donc pas optimal car le contrôleur n’arrivera pas à pallier, dans certaines mesures, ces problèmes de conception. Le contrôleur peut aussi être la source de certains problèmes. Premièrement, la structure du contrôleur ou bien le type de commande utilisée est d’une importance majeure. Bien que plusieurs solutions soient souvent possibles, chaque structure a ses avantages et inconvénients et il est important de la choisir en fonction de plusieurs facteurs dont l’application considérée. Avant de passer à la mise en oeuvre finale, différents gains peuvent être déterminés de manière théorique en utilisant la théorie de la commande et celle-ci doit être bien maîtrisée. Il est aussi possible de simuler le système afin de tester certains concepts et ceci fournit aussi une sorte de pratique afin de comprendre l’influence de différents paramètres. Il faut cependant comprendre que peu importe le réalisme de la simulation, elle reste souvent très loin de la réalité. Ainsi, il est important de simuler le système avant d’en faire une réalisation pratique car si ça ne fonctionne pas en simulation, il y a très peu de chance que ça fonctionne en réalité et il est beaucoup plus facile d’en comprendre la raison dans l’univers simplifié de la simulation. Par contre, si un algorithme fonctionne

en simulation, ce n'est qu'un début, la réussite sur le système réel est loin d'être assurée. L'implantation du contrôleur est un facteur clé souvent délaissé et qui n'est pas vraiment traité dans les cours ou les livres. Outre les différents paramètres de contrôle à régler, il faut procéder au traitement de signal de la consigne, de la sortie, de l'erreur, des estimations et bien d'autres choses encore. Il faudra peut-être même revoir la structure de divers éléments. Il faudra aussi observer certaines variables afin de vérifier leur importance relative. Dans les systèmes IpHR, il faut de plus que le système soit intuitif pour différents opérateurs humains. Les conséquences d'une mauvaise conception sont de réduire les performances et d'amincir la marge de manoeuvre par rapport aux compromis inhérents des systèmes automatiques. Le comportement classique pour l'ingénieur mécanicien est de blâmer le système de commande alors que l'ingénieur en commande blâmera le système mécanique. Étant donné que la mécanique influence la commande et vice-versa, les systèmes devraient être développés dès le départ en considérant tous ces aspects. Il est donc important pour l'ingénieur mécanique de bien comprendre la commande et pour l'ingénieur en commande de bien comprendre le système à commander. Il devient donc plus compliqué pour l'ingénieur mécatronicien de blâmer quelqu'un d'autre. Comme le dit le texte Chinois *Tao Te Ching* et qui peut s'appliquer dans un sens plus large : "Lorsque les gens savent qu'ils ne savent pas, ils peuvent trouver leur voie."

Le chapitre 1 de cette thèse traite de la commande des systèmes d'interaction physique humain-robot et vise des aspects d'intuitivité, de performance, d'ergonomie et de stabilité. Dans un premier temps, la commande par impédance et la commande par admittance classique sont présentées. Par la suite, une commande par admittance variable, une commande par couple pré-calculé, un système poignée sur la charge et un système muni d'un effecteur semi-rigide sont proposés. Le chapitre 2 traite de la modélisation du système d'interaction et aussi des conditions de stabilité de tels systèmes.

“Let me tell you something you already know. The world ain’t all sunshine and rainbows. It is a very mean and nasty place and it will beat you to your knees and keep you there permanently if you let it. You, me, or nobody is gonna hit as hard as life. But it ain’t how hard you hit; it’s about how hard you can get hit, and keep moving forward. How much you can take, and keep moving forward. That’s how winning is done. Now, if you know what you’re worth, then go out and get what you’re worth. But you gotta be willing to take the hit, and not pointing fingers saying you ain’t where you are because of him, or her, or anybody. Cowards do that and that ain’t you. You’re better than that!”

- Rocky Balboa.

Chapitre 1

Commande Coopérative

“You know, nothing is more important than education, because nowhere are our stakes higher ; our future depends on the quality of education of our children today. ”

- Arnold Schwarzenegger.

Ce chapitre traite de la commande des systèmes d'interaction physique humain-robot et vise des aspects d'intuitivité, de performance, d'ergonomie et de stabilité. Bien que les algorithmes de commande développés soient applicables à divers systèmes, il faut noter que l'objectif final était de rendre une interaction intuitive pour des applications où les charges à déplacer sont lourdes. Dans un premier temps, la commande par impédance et la commande par admittance classique sont présentées. Par la suite, une commande par admittance variable et une commande par couple pré-calculé sont développées. Finalement, un système poignée sur la charge et un système muni d'un effecteur semi-rigide sont proposés.

Extensions multimédias

- La vidéo “1_IAD_Global.avi” présente une vue globale du système d'assistance humaine.
- La vidéo “1_IAD_ModeControle.avi” présente les différents modes de commande possibles.
- La vidéo “1_IAD_Parcours.avi” présente le tracé d'un parcours par un opérateur.
- La vidéo “1_IAD_PoigneeCharge.avi” présente le système poignée sur la charge et l'effecteur semi-rigide.

1.1 Commande par impédance VS commande par admittance

La commande par impédance et la commande par admittance sont deux modèles de commande en force. Cependant, leurs définitions et leurs domaines d'application diffèrent. La commande par impédance accepte un déplacement en entrée et réagit avec une force en sortie, calculée à partir du modèle dynamique désiré. La commande par admittance, au contraire, accepte une force en entrée et réagit avec un déplacement en sortie [Hayward et Maclean \(2007\)](#); [Lammertse \(2004\)](#); [Linde \(2003\)](#); [Lammertse et collab. \(2002\)](#), calculé aussi à partir d'un modèle dynamique choisi. Cette différence implique des comportements distincts en pratique. En effet, selon la situation, chacun aura ses avantages et inconvénients.

La commande par impédance est normalement utilisée avec des systèmes qui ont de faibles inerties et où la friction est limitée car il est plus difficile de reproduire des inerties faibles et de compenser la friction. Contrairement à la commande par admittance, il est possible de se passer de capteurs de force qui sont souvent très coûteux. Cependant, dans ce cas, la commande sera en boucle ouverte et l'opérateur ressentira l'inertie et une partie de la friction du système ce qui serait impraticable dans le cas de systèmes physiquement imposants. L'utilisation d'un capteur de force permet généralement d'obtenir des résultats de meilleure qualité. Cependant, par rapport à la commande par admittance, il reste moins facile de rendre une inertie et une friction faible de manière robuste, il est généralement plus facile d'obtenir des contacts stables avec une surface rigide et plus difficile d'obtenir des contacts stables avec un mur virtuel. La commande par impédance représente la majorité des contrôleurs proposés dans la littérature et est utilisée dans diverses applications alors que la commande par admittance est moins courante.

La commande par admittance est quant à elle normalement utilisée avec des systèmes dotés d'une grande inertie et où la friction est un facteur important. En effet, il est beaucoup plus facile de reproduire de faibles masses et de masquer la friction avec ce type de commande par rapport à la commande par impédance. Il est généralement plus facile d'obtenir des contacts stables avec un mur virtuel et plus difficile d'obtenir des contacts stables avec une surface rigide. Cette commande est aussi préférée lorsqu'utilisée avec des systèmes aux paramètres incertains car elle est beaucoup plus robuste. En effet, le modèle dynamique complet est requis pour la commande par impédance alors qu'il ne l'est pas du tout pour la commande par admittance (bien qu'il puisse aider à augmenter les performances comme nous le verrons à la section 1.5).

Pour ces deux types de commande un capteur de force est souvent utilisé (Kosuge et Kazamura, 1997; Colgate et collab., 2003) afin de capter les intentions de l'humain. Il est également possible, tel que suggéré par Grunwald et collab. (2001), d'utiliser des capteurs de couple à chaque articulation du robot et de déterminer les forces de contact avec l'environnement, peu importe où celles-ci sont appliquées sur le robot. Une autre approche similaire proposée par Kobayashi et collab. (2005) est d'utiliser une mesure de courant des moteurs pour estimer la force appliquée par l'humain. Ces approches requièrent cependant une commande beaucoup plus complexe et dans certains cas moins fiable car un modèle dynamique précis du robot est souvent requis.

1.2 Commande en force et commande par impédance

La commande par impédance est ici introduite. Bien que ce type de commande ne soit pas utilisée dans ce chapitre, elle est présentée ici afin d'être regroupée avec la commande par admittance pour fins de continuité et aussi pour pouvoir mieux apprécier la différence entre les deux types de commande (impédance et admittance). Bien que cette commande ne soit pas utilisée dans cette thèse, elle le sera pour la mise en oeuvre de la commande du robot Kuka LWR 3 disponible au laboratoire de robotique.

Le principe est généralement de reproduire, à l'effecteur du système robotique, un système masse-ressort-amortisseur découplé. Des types particuliers de cette commande sont la commande par compliance et la commande par compliance-amortissement. Dans le premier cas, seul l'élément ressort est simulé alors que dans le second cas, un amortissement est ajouté.

Dans un premier temps, la commande en force directe et la commande par compliance et amortissement seront abordées. Ces commandes spécifiques seront détaillées pour un seul degré de liberté pour rendre la compréhension plus facile et pour permettre de mieux comprendre le fondement de la commande par impédance.

1.2.1 Commande en force directe

Le but de la commande en force directe est d'appliquer une force donnée sur un environnement. Par exemple, pour un degré de liberté (ddl) :

$$e = f_d - f_m \quad (1.1)$$

et une commande de type proportionnel-intégral-dérivatif (PID) mène à

$$u = K_P e + K_I \int e dt + K_D \frac{de}{dt} \quad (1.2)$$

où e est l'erreur, f_d est la force désirée, f_m est la force mesurée, u est la commande et K_P , K_I et K_D sont respectivement des gains proportionnel, intégral et dérivatif.

Il pourrait par exemple être souhaité de rendre une force nulle à l'utilisateur en réglant $f_d = 0$. Lorsque l'opérateur appliquera une force, celle-ci sera captée et le robot réagira pour rendre une force nulle.

Il est aussi possible d'ajouter une pré-compensation pour améliorer les performances. En effet, nous connaissons la force appliquée par l'utilisateur, f_m , via le capteur de force. La force à appliquer au robot pour rendre une force nulle à l'utilisateur est donc théoriquement f_m . Il serait donc possible d'appliquer la commande :

$$u = -f_m \quad (1.3)$$

et la commande finale serait :

$$u = -f_m + K_P e + K_I \int e dt + K_D \frac{de}{dt}. \quad (1.4)$$

Cette pré-compensation peut aussi être utile dans le cas d'une force désirée non-nulle. Il serait aussi possible de compenser en partie les termes dynamiques comme nous le verrons plus loin.

1.2.2 Commande par compliance et amortissement

Le but de cette commande est de reproduire un comportement ressort-amortisseur. La force à rendre est donc :

$$f_d = k(x - x_d) + c(\dot{x} - \dot{x}_d). \quad (1.5)$$

où k est la raideur du ressort virtuel et c est son amortissement, x la position et x_d la position désirée. Selon le cas, k et/ou c peuvent être réglés à zéro. Souvent, le point x_d est fixe donc $\dot{x}_d = 0$.

Dans un premier temps, nous considérons qu'il n'y a pas de capteur de force. Une approche est d'utiliser directement la commande :

$$u = -k(x - x_d) - c(\dot{x} - \dot{x}_d). \quad (1.6)$$

Il s'agit d'une commande en boucle ouverte et la qualité du rendu est donc dépendante de la connaissance des paramètres physiques du système et de leur compensation, ce qui n'est pas nécessairement évident en pratique.

Si un capteur de force est disponible, différentes options sont possibles. Il est par exemple possible d'ajouter une compensation $u = -f_m$ ou bien d'appliquer une commande en force directe avec $f_d = k(x - x_d) + c(\dot{x} - \dot{x}_d)$. La commande finale pourrait donc être :

$$u = -f^* + K_P e + K_I \int e dt + K_D \frac{de}{dt} \quad (1.7)$$

où f^* peut être une pré-compensation de force mesurée f_m ou de force désirée f_d . Le rendu sera meilleur, grâce à la rétroaction, mais au prix du besoin d'un capteur de force qui peut être coûteux. Il serait aussi possible de compenser en partie les termes dynamiques comme nous le verrons plus loin.

1.2.3 Commande par impédance

La commande par impédance est plus complète et les cas précédents en représentent des cas particuliers. Bien qu'elle puisse être mise en oeuvre de différentes manières, une forme est présentée ici.

Pour débiter en simplicité, la force à rendre pour un degré de liberté est :

$$f_d = k(x - x_d) + c(\dot{x} - \dot{x}_d) + m(\ddot{x} - \ddot{x}_d). \quad (1.8)$$

où m est l'inertie désirée.

Il serait possible de rendre cette force en boucle ouverte (avec un modèle) ou en boucle fermée (avec ou sans modèle) en utilisant un capteur de force. Bien que cela paraisse simple, il en est tout autrement dans la réalité. En effet, en pratique, il est très difficile d'obtenir l'accélération du système, \ddot{x} , en raison du bruit de mesure. Cette commande n'est donc généralement pas utilisée telle quelle.

Avant de voir la commande à utiliser en pratique, nous allons d'abord nous attarder à la compensation des termes dynamiques. En considérant l'équation dynamique

$$u = M\ddot{x} + h_N, \quad (1.9)$$

la commande à appliquer pour compenser ces termes (et donc améliorer le rendu) est simplement :

$$u = M\ddot{x} + h_N \quad (1.10)$$

où M est l'inertie réelle et h_N représente un terme de gravité et autres termes dynamiques. Comme nous l'avons vu, il est cependant difficile d'obtenir une bonne estimation du terme \ddot{x} . La compensation du terme inertiel n'est donc généralement pas possible en pratique sans l'utilisation d'un capteur de force.

Cependant, si un capteur de force est disponible, il est possible d'utiliser une astuce pour pouvoir compenser le terme inertiel et rendre une masse virtuelle choisie, ce qui n'est pas possible avec les autres cas spécifiques discutés dans les sections précédentes. Il s'agit d'exploiter l'équation dynamique théorique (où m est la masse virtuelle) :

$$f_m = k(x - x_d) + c(\dot{x} - \dot{x}_d) + m(\ddot{x} - \ddot{x}_d) \quad (1.11)$$

et d'y isoler \ddot{x} :

$$\ddot{x} = \ddot{x}_d + m^{-1} [f_m - k(x - x_d) - c(\dot{x} - \dot{x}_d)]. \quad (1.12)$$

La pré-compensation des termes dynamiques devient donc :

$$u = M \left(\ddot{x}_d + m^{-1} [f_m - k(x - x_d) - c(\dot{x} - \dot{x}_d)] \right) + h_N. \quad (1.13)$$

Il devient cependant impossible d'ajouter une rétro-action. Il est cependant possible d'ajouter la compensation $u = f_m$ pour obtenir :

$$u = M \left(\ddot{x}_d + m^{-1} [f_m - k(x - x_d) - c(\dot{x} - \dot{x}_d)] \right) + h_N + f_m. \quad (1.14)$$

Cette commande est en quelque sorte en boucle ouverte, ce qui implique que les paramètres du système doivent être bien connus afin de rendre la dynamique désirée.

Pour un système général à plusieurs ddls la commande serait ([Yoshikawa, 1990](#)) :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}\mathbf{J}^{-1} \left[-\dot{\mathbf{J}}\dot{\boldsymbol{\theta}} + \ddot{\mathbf{x}} \right] + \mathbf{h}_N(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) + \mathbf{J}^T (\mathbf{M}_v \Delta \ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{C}_v \Delta \dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}_v \Delta \mathbf{x}), \quad (1.15)$$

le système dynamique désiré est :

$$\mathbf{f}_m = \mathbf{M}_v \Delta \ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{C}_v \Delta \dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}_v \Delta \mathbf{x} \quad (1.16)$$

l'accélération est déduite :

$$\ddot{\mathbf{x}} = \ddot{\mathbf{x}}_d + \mathbf{M}_v^{-1} (\mathbf{C}_v \Delta \dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}_v \Delta \mathbf{x} - \mathbf{f}_m) \quad (1.17)$$

et finalement la loi de commande est :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}\mathbf{J}^{-1} \left[-\dot{\mathbf{J}}\dot{\boldsymbol{\theta}} + \ddot{\mathbf{x}}_d + \mathbf{M}_v^{-1} (\mathbf{C}_v \Delta \dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}_v \Delta \mathbf{x} - \mathbf{f}_m) \right] + \mathbf{h}_N(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) + \mathbf{J}^T \mathbf{f}_m. \quad (1.18)$$

Le terme \mathbf{M} réfère à la matrice d'inertie généralisée du système, \mathbf{M}_v à la matrice d'inertie virtuelle, \mathbf{K}_v à la matrice de raideur virtuelle, \mathbf{C}_v à la matrice d'amortissement virtuelle, \mathbf{J} à la matrice Jacobienne, $\dot{\mathbf{J}}$ à la dérivée temporelle de la matrice d'inertie, $\boldsymbol{\theta}$ le vecteur de positions articulaires, $\dot{\boldsymbol{\theta}}$ le vecteur de vitesses angulaires, \mathbf{h}_N le vecteur des termes de gravité, de Coriolis et des forces centripètes, \mathbf{x} , $\dot{\mathbf{x}}$ et $\ddot{\mathbf{x}}$ sont respectivement les vecteurs de positions, vitesses, et accélérations cartésiennes mesurées alors que \mathbf{x}_d , $\dot{\mathbf{x}}_d$ et $\ddot{\mathbf{x}}_d$ sont respectivement les vecteurs de positions, vitesses, et accélérations cartésiennes désirés. De plus,

$$\begin{aligned}\Delta \mathbf{x} &= \mathbf{x}_d - \mathbf{x} \\ \Delta \dot{\mathbf{x}} &= \dot{\mathbf{x}}_d - \dot{\mathbf{x}} \\ \Delta \ddot{\mathbf{x}} &= \ddot{\mathbf{x}}_d - \ddot{\mathbf{x}}.\end{aligned}\tag{1.19}$$

1.3 Commande par admittance

Cette section présente la commande par admittance générale ainsi que quelques éléments pratiques de stabilité reliés à ce type de commande. Avant d'entrer dans les détails, un aperçu de cette commande, résumée à la figure 1.1, est introduite. Premièrement, la force d'interaction entre l'opérateur et le robot est mesurée via un capteur de force. Ce signal de force, de même que la vitesse et l'accélération désirées au pas de temps précédent, sont alors envoyés à un modèle d'admittance. La sortie de ce modèle, soit une vitesse désirée, est alors traitée pour fins de sécurité, en limitant la position (murs virtuels), la vitesse et l'accélération. La vitesse désirée traitée qui en résulte, de même que la vitesse mesurée, sont alors envoyées en entrée à un contrôleur de vitesse de bas niveau qui s'assure du suivi entre la vitesse désirée et mesurée. La commande résultant de ce contrôleur est alors envoyée au robot. Finalement, en fonction de la réaction du robot et des désirs de l'opérateur, ce dernier appliquera une force et le cycle continuera.

Le modèle d'admittance est premièrement décrit. Pour fins de simplicité, les équations seront considérées pour un seul degré de liberté. L'équation d'admittance est :

$$f_H = m(\ddot{x} - \ddot{x}_0) + c(\dot{x} - \dot{x}_0) + k(x - x_0)\tag{1.20}$$

où f_H est la force d'interaction, c'est-à-dire la force appliquée par l'opérateur humain, m est la masse virtuelle, c l'amortissement virtuel, k la raideur virtuelle, x_0 est le point

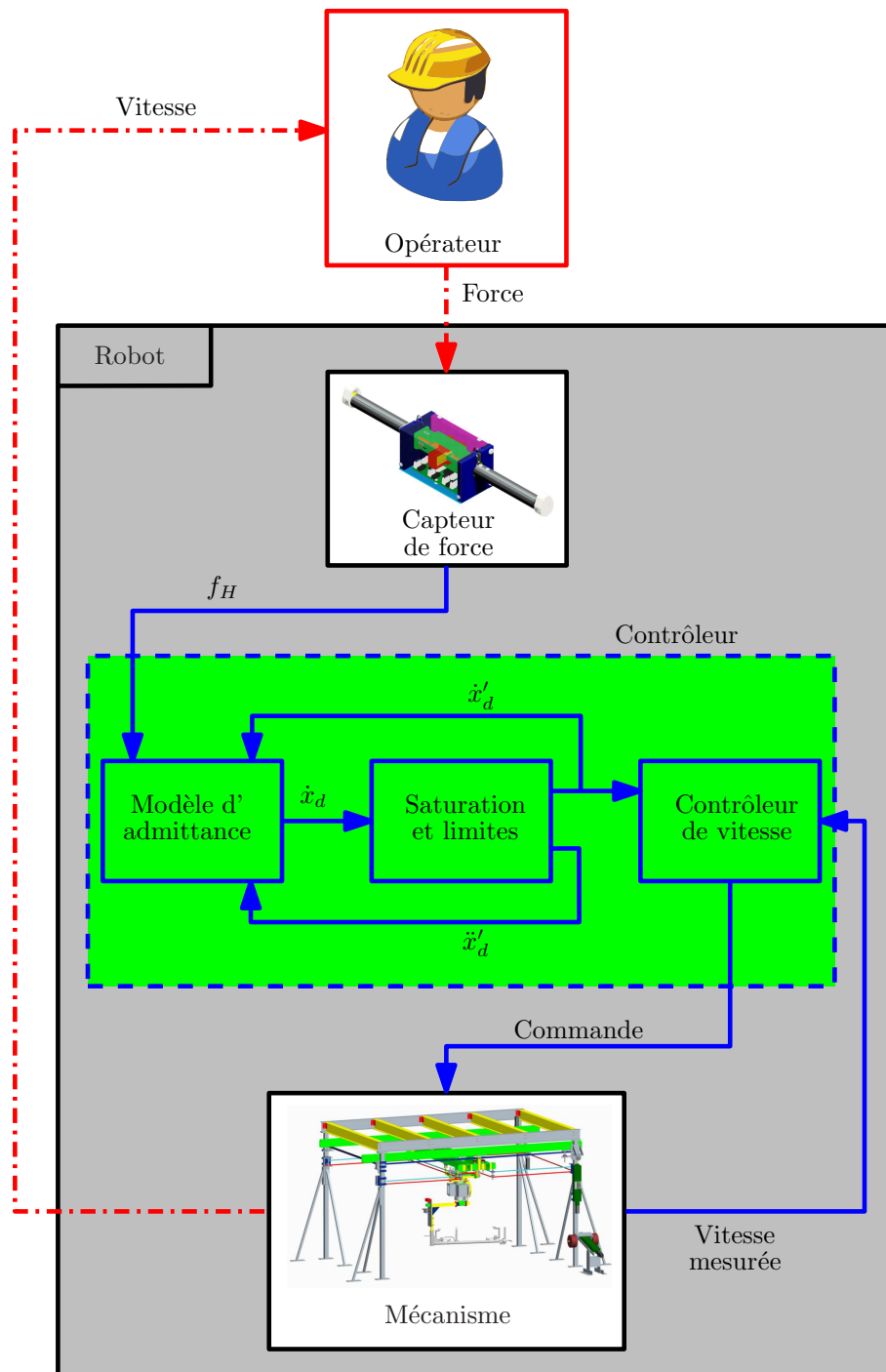


FIG. 1.1 – Schéma de commande utilisé dans ce chapitre.

d'équilibre et x , \dot{x} , \ddot{x} sont respectivement la position, la vitesse et l'accélération. Étant donné qu'il est ici désiré de simuler un mouvement libre, la raideur k , la position désirée x_0 , la vitesse désirée \dot{x}_0 et l'accélération désirée \ddot{x}_0 sont posées égales à zéro. L'équation d'admittance simplifiée est donc :

$$f_H = m\ddot{x} + c\dot{x}. \quad (1.21)$$

La trajectoire à être suivie par le robot peut être prescrite comme étant une position désirée ou une vitesse désirée. Comme nous le verrons, chacun a ses avantages et inconvénients. Pour une commande en vitesse, la vitesse désirée peut être écrite, dans le domaine de Laplace, tel que (valide pour des paramètres fixes) :

$$\dot{X}_d(s) = \frac{F_H(s)}{ms + c} = \frac{F_H(s)/c}{\frac{m}{c}s + 1} = F_H(s)H(s). \quad (1.22)$$

Pour une commande en position, la position de référence, dans le domaine de Laplace, devient (valide pour des paramètres fixes) :

$$X_d(s) = \frac{F_H(s)}{s(ms + c)} \quad (1.23)$$

où $X(s)$ est la transformée de Laplace de x , $\dot{X}(s)$ est la transformée de Laplace de \dot{x} , $F_H(s)$ est la transformée de Laplace de f_h et s est la variable de Laplace.

Une commande en vitesse est utilisée pour contrôler le prototype d'assistance dans les expérimentations, similairement à ce qui a été fait dans [Duchaine et Gosselin \(2007\)](#); [Tsumugiwa et collab. \(2002\)](#); [Ikeura et Inooka \(1995\)](#); [Tsumugiwa et collab. \(2001\)](#), pour deux raisons principales. Premièrement, avec une commande en position, le robot serait attiré vers une position de référence, ce qui ne représente pas le comportement libre désiré. Par exemple, une perturbation agissant sur le robot ferait en sorte que ce dernier tenterait de revenir à sa position de référence comme s'il était attaché à un ressort. Deuxièmement, le terme intégrateur dans (1.23) peut mener à des situations étranges ou des comportements contre-intuitifs. Par exemple, la force requise pour exécuter un mouvement quelconque pourrait varier en fonction de l'historique de l'erreur de suivi. Ces problèmes ne se posent pas avec une commande en vitesse parce qu'il n'y a pas de position de référence et qu'il y a donc toujours stabilisation de la référence à une vitesse nulle. Par contre, la commande en vitesse présente un problème de dérive par rapport à la commande en position. Par exemple, une commande par admittance appliquée à un système soumis à la gravité (et qui n'est pas compensée) fera en sorte que cette force externe pourrait entraîner l'articulation à se déplacer lentement et indéfiniment.

Bien que le contrôleur en vitesse s'oppose au mouvement, ce dernier ne sera pas bloqué. Avec une commande en position, étant donné que la position est prescrite, ce problème ne pourrait apparaître que de manière limitée. Dans le cas du prototype utilisé dans les expérimentations, l'axe soumis à la gravité étant équilibré, ce problème n'est pas présent de manière significative et la commande en vitesse est donc utilisée.

Afin d'implanter la commande par admittance, la vitesse désirée est intégrée avec une approximation rectangulaire ¹ et est représentée par :

$$\dot{x}_d(k) = \frac{f_H(k) - c\dot{x}^*(k-1)}{m}T_s + \dot{x}^*(k-1) \quad (1.24)$$

où $f_H(k)$ est la force d'interaction au pas de temps k , $\dot{x}_d(k)$ est la vitesse désirée, T_s est la période d'échantillonnage et $\dot{x}^*(k-1)$ est la vitesse mesurée ou la vitesse désirée au pas de temps $(k-1)$. L'accélération désirée au pas de temps k , notée $\ddot{x}_d(k)$, est alors représentée par :

$$\ddot{x}_d(k) = \frac{f_H(k) - c\dot{x}^*(k-1)}{m}. \quad (1.25)$$

Comme il a été mentionné précédemment, pour les équations (1.24) et (1.25), il est possible d'utiliser soit la vitesse mesurée, soit la vitesse désirée. Le désavantage principal d'utiliser la vitesse mesurée est que la différence entre la vitesse désirée et mesurée au pas de temps actuel (pour le contrôleur de vitesse bas niveau) sera relativement faible car la période d'échantillonnage est petite. Les gains du contrôleur de vitesse bas niveau devraient donc être très élevés ce qui peut mener à des vibrations et même l'instabilité. De plus, la vitesse désirée serait alors fonction des gains du contrôleur, de la friction et de la dynamique du mécanisme. Cette méthode introduit aussi du bruit dans le signal de la vitesse et l'accélération désirée car la vitesse mesurée est bruitée. La seconde approche, utilisée dans cette thèse, consiste à utiliser la vitesse désirée obtenue au pas de temps précédent, c'est-à-dire :

$$\dot{x}^*(k-1) = \dot{x}_d(k-1). \quad (1.26)$$

Avec cette approche, la vitesse désirée est indépendante de la vitesse actuelle ou mesurée. Outre l'erreur de discrétisation, la vitesse désirée correspond alors à (1.22), ce qui n'est pas le cas lorsque la vitesse mesurée est utilisée pour \dot{x}^* . De plus, cette approche permettant à l'erreur de suivi de s'accumuler, les gains du contrôleur peuvent être plus faibles, prévenant les vibrations et l'instabilité, tout en s'assurant que l'erreur

¹une intégration bilinéaire aurait aussi pu être utilisée.

reste faible. Cependant, étant donné que l'erreur peut s'accumuler indépendamment de la vitesse actuelle, il faut tenir compte de situations spéciales. Par exemple, l'erreur ne devrait pas pouvoir s'accumuler si les freins sont appliqués. Autrement, lorsque le frein sera soudainement relâché, le système réagira brusquement, ce qui n'est pas souhaitable. Un observateur d'erreur pourrait par exemple être utilisé au besoin pour prévenir que l'erreur ne s'accumule lorsque le système ne bouge pas ou afin de prévenir des situations indésirables.

Différents contrôleurs de bas niveau peuvent être utilisés pour le suivi en vitesse. Dans cette section, une commande PID est utilisée. Le gain dérivatif n'est pas utilisé car le signal est très bruité (relié au signal d'accélération). Le gain intégrateur n'est pas non plus utilisé car le comportement du système face à une force d'entrée provenant de l'opérateur dépendrait de l'historique de l'erreur de suivi, ce qui n'est pas intuitif. La section 1.5 propose une commande par couple pré-calculé plus complète pour faire office de ce contrôleur de vitesse de bas niveau.

1.3.1 Stabilité

Avant de poursuivre, quelques notions pratiques de stabilité pour la commande en admittance doivent être expliquées. Dans cette section plus condensée, nous nous contentons de survoler l'aspect pratique. Une étude plus détaillée, tant pour le côté pratique que théorique, est présentée au chapitre 2.

Des expérimentations avec différents robots disponibles ont clairement démontré qu'il existe une masse virtuelle minimale pouvant être rendue par le système. En deçà de cette valeur, des vibrations ou de l'instabilité peuvent être présentes, surtout lorsque l'environnement (par exemple l'opérateur) est raide. Une des raisons principales de ce comportement est qu'une faible masse virtuelle mène à de grandes accélérations, et donc des mouvements brusques, qui peuvent être difficiles à rendre et peuvent exciter des termes dynamiques élevés. La masse minimale qu'un système peut rendre dépend de beaucoup de facteurs dont la mécanique et les capteurs (dynamique, friction, bruit, transmission, raideur, moteurs, etc.). D'un autre côté, il n'existe pas de masse maximale menant à l'instabilité. Par contre, pour une masse élevée, le système peut être contre-intuitif car très peu amorti. Ces résultats concordent avec ceux présentés dans [Linde](#)

(2003); Lammertse (2004) où il est dit que la masse minimale pouvant être rendue est entre 6 et 10 fois plus faible que la masse réelle et qu'il n'y a pas de masse maximale ne pouvant être rendue. Comme il sera détaillé au chapitre 2, ces résultats semblent contraires à ce qui avait été obtenu dans Duchaine et Gosselin (2009); Tsumugiwa et collab. (2004); Duchaine et Gosselin (2008).

Afin de déterminer la masse minimale qui peut être rendue par un système donné, deux méthodes expérimentales sont proposées. La méthode la plus évidente est de débiter avec une masse virtuelle élevée et de diminuer cette dernière jusqu'à ce que le système vibre face à un environnement raide (par exemple l'opérateur). Cependant, en pratique, il est difficile d'ajuster le contrôleur de vitesse de bas niveau d'avance (car la bande passante désirée est jusqu'alors inconnue) étant donné qu'il s'agit d'un processus itératif avec le choix de la masse minimale virtuelle. Une seconde approche est alors proposée comme première approximation. Tout d'abord, la masse virtuelle et les gains du contrôleur de vitesse de bas niveau sont posés à de faibles valeurs. Même si la masse est faible, les faibles gains du contrôleur de vitesse empêcheront de rendre une dynamique élevée et le système ne vibrera donc pas même si l'environnement est raide. Les gains du contrôleur de vitesse sont ensuite augmentés jusqu'à ce que le robot vibre lorsque l'environnement est raide. Il est alors important d'avoir choisi une masse virtuelle assez faible car autrement, les vibrations pourraient apparaître en raison des gains du contrôleur de vitesse élevés et non en raison de la dynamique rendue (de grands gains du contrôleur peuvent mener à des vibrations ou de l'instabilité en raison du bruit, de la friction, de la dynamique, du délai, etc.). En pratique, la source des vibrations peut facilement être déterminée car les vibrations causées par des paramètres d'admittance incorrects vont généralement être à des fréquences beaucoup plus faibles que des vibrations causées par des gains de contrôleur bas niveau élevés.

Finalement, avec les mesures de la force d'interaction et de vitesse mesurée, il est possible d'identifier la fonction de transfert (1.22) entre ces deux signaux. En pratique, une approximation est suffisante et peut même être trouvée par essais-erreurs en variant la masse virtuelle et l'amortissement virtuel. Si la force d'interaction est maintenue à une valeur non-nulle et idéalement plus ou moins élevée et assez longtemps pour atteindre un régime permanent, l'identification est alors beaucoup plus facile. En effet, le seul paramètre influençant le régime permanent est l'amortissement effectif et celui-ci peut facilement être trouvé en observant le régime permanent. L'amortissement effectif est en pratique très près de l'amortissement virtuel choisi étant donné que la vitesse en

régime permanent est normalement près de la vitesse désirée, en supposant que les gains du contrôleur de vitesse ne soient pas trop faibles. Il ne reste alors qu'à trouver la masse effective soit par essais-erreur, soit via un processus d'identification. Cette masse représente donc une approximation de la masse minimale pouvant être rendue par le système pour l'amortissement virtuel choisi. En pratique, une valeur un peu plus élevée que cette masse minimale devrait être sélectionnée afin de garantir une marge de sécurité. Avec cette masse virtuelle, les gains du contrôleur de vitesse peuvent alors être augmentés, sans obtenir de vibration. Évidemment, ils ne peuvent pas être augmentés indéfiniment car cela mènerait aussi à des vibrations ou de l'instabilité comme expliqué précédemment. Finalement, la masse virtuelle peut être variée, avec le contrôleur de vitesse choisi, afin de vérifier si elle correspond bien à la masse minimale.

Les explications précédentes peuvent mener à penser qu'une faible masse virtuelle avec des gains de contrôleur de vitesse bas niveau faibles vont rendre la même dynamique qu'une masse virtuelle élevée avec des gains de contrôleur de bas niveau élevés. Le second cas est cependant de loin préférable car en plus de représenter la bonne manière de fonctionner, la sensation pour l'opérateur est meilleure car les effets des perturbations comme la friction seront moins prononcés, le contrôleur de vitesse est plus facile à régler et le contrôle final est beaucoup plus robuste.

La masse virtuelle minimale qui peut être rendue pour différentes valeurs d'amortissement virtuel a été déterminée expérimentalement pour les axes horizontaux X et Y du prototype du système d'assistance intelligent. Pour ce faire, pour un amortissement virtuel donné, la masse virtuelle était diminuée, à partir d'une valeur élevée, jusqu'à ce que l'opérateur perçoive des vibrations lorsqu'il interagissait de manière rigide. Les résultats sont montrés à la figure 1.2. De ces figures, il peut être observé qu'il existe un amortissement virtuel critique ($60Ns/m$ dans le cas présent) en deçà duquel il devient très difficile de rendre une dynamique rapide. De plus, le ratio minimal entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel semble se stabiliser pour un amortissement virtuel croissant. Les contraintes de stabilité sont plus grandes pour l'axe des X que pour l'axe des Y dû à une plus grande inertie et une moins grande raideur de la transmission pour l'axe des X .

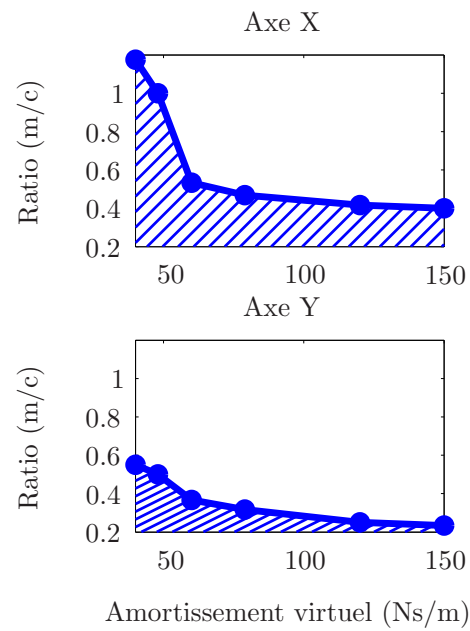


FIG. 1.2 – Limite de stabilité/vibration pour des mouvements le long des axes horizontaux X et Y : ratio minimal entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel vs l'amortissement virtuel. La zone hachurée est la zone dans laquelle des vibrations peuvent être perçues par l'opérateur alors que la zone claire est la zone libre de vibrations.

1.4 Commande par admittance variable

Lorsque les paramètres d'admittance (masse et amortissement virtuels) sont élevés, l'opérateur doit appliquer une plus grande force afin de déplacer le robot à une vitesse et/ou une accélération donnée. Cependant, il est alors beaucoup plus facile d'accomplir des mouvements fins car le robot réagit beaucoup moins et l'interaction est alors plus douce. Au contraire, lorsque les paramètres d'admittance sont faibles, il est généralement facile de déplacer le robot à une vitesse donnée et/ou une accélération donnée, mais plus difficile d'accomplir des mouvements fins. En résumé, il y a un compromis entre la force requise pour déplacer le robot et la capacité d'accomplir des mouvements fins et ceci représente le désavantage principal d'utiliser la commande par admittance avec des paramètres fixes.

L'objectif de la commande par admittance variable est d'ajuster les paramètres d'admittance afin d'aider l'opérateur à accomplir l'objectif visé. En d'autres mots, des paramètres élevés sont désirés lorsque l'opérateur accomplit des mouvements fins alors que des paramètres faibles sont désirés lorsque des déplacements impliquant de grandes accélérations sont exécutés.

Cette section propose un algorithme robuste d'admittance variable pour l'interaction physique humain-robot. Une revue de littérature de la commande par admittance variable sera d'abord introduite. Par la suite, la méthode pour déduire les intentions de l'opérateur, l'algorithme pour faire varier les paramètres d'admittance en ligne et des indices pratiques pour sélectionner les valeurs des variables de l'algorithme seront décrits. Finalement, des approches alternatives et des expérimentations servant à démontrer les performances de l'algorithme sont présentées.

Afin d'améliorer l'intuitivité des systèmes de coopération, différentes approches d'admittance variable ont été proposées dans la littérature. Alors que dans [Ikeura et Inooka \(1995\)](#) seulement deux valeurs d'amortissement virtuel sont possibles, en fonction de la vitesse, dans [Ikeura et collab. \(1994, 2002\)](#) une valeur optimale a été obtenue pour une tâche spécifique. Dans [Tsumugiwa et collab. \(2002\)](#), l'amortissement virtuel est modifié en fonction de l'estimation de la raideur de l'opérateur. Cependant, comme nous le verrons au chapitre 5, cette estimation, sous la forme proposée, n'est possible que sous certaines conditions très restrictives qui rendent l'approche difficile à utiliser

en pratique. Une autre approche est d'utiliser la dérivée de la force afin de déduire les intentions de l'opérateur (Tsumugiwa et collab., 2001; Duchaine et Gosselin, 2007). Cependant, il est soutenu ici que cette méthode ne mène pas à une bonne indication des intentions de l'opérateur. En effet, une dérivée de la force négative correspond à un désir de réduire l'accélération mais pas de décélérer, tel que suggéré dans Tsumugiwa et collab. (2001); Duchaine et Gosselin (2007). Lorsque l'espace de travail est restreint, l'algorithme peut sembler fonctionner car la force appliquée n'a pas le temps de se stabiliser. De plus, en pratique, ce signal est très bruité, ce qui rend son utilisation très difficile. Finalement, il est important de noter que toutes les approches décrites ci-haut ne font varier que l'amortissement virtuel alors que la masse virtuelle reste constante. Or, comme il sera expliqué à la section 1.4.2, ceci peut mener à certains problèmes.

Il est important de rappeler qu'avec la commande par admittance, la fonction de transfert entre la force en entrée et la vitesse en sortie, donnée à l'équation (1.22), est un système du premier ordre où les paramètres sont la masse virtuelle (m) et l'amortissement virtuel (c). Avec cette fonction de transfert :

$$H(s) = \frac{1/c}{\frac{m}{c}s + 1}, \quad (1.27)$$

il devient apparent que l'amortissement virtuel influence le régime permanent alors que le ratio entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel influence le régime transitoire (translation du pôle du système de premier ordre). Il est aussi reconnu dans la littérature que l'amortissement virtuel a une plus grande influence que la masse virtuelle par rapport à la perception de l'opérateur (Ikeura et collab., 1994; Duchaine et Gosselin, 2007).

1.4.1 Inférence des intentions de l'opérateur

Trois intentions de l'opérateur peuvent être considérées, c'est-à-dire : (1) accélérer, (2) arrêter et (3) changer de direction. Cependant, comme il sera expliqué, seulement les cas (1) et (2) seront ici considérés.

Si une accélération est désirée, celle-ci sera dans le même sens que la vitesse désirée. Afin d'aider l'opérateur, l'amortissement et la masse virtuels devraient être réduits proportionnellement à l'amplitude de l'accélération désirée.

Si l'opérateur veut arrêter, l'accélération sera dans le sens opposé à la vitesse désirée. Conformément à l'équation (1.25) et par intuition, l'amortissement virtuel devrait idéalement augmenter alors que la masse virtuelle devrait être réduite. En effet, une masse se déplaçant à une vitesse donnée s'arrête plus rapidement si elle est plus faible et si l'amortissement est plus élevé.

Si l'opérateur veut changer de direction, il y aura deux phases : une décélération — jusqu'à ce que la vitesse devienne nulle — suivi d'une accélération dans le sens opposé. En se basant sur des simulations et des expérimentations, même si cela dépend des conditions initiales, cette manoeuvre est généralement plus facile à effectuer si l'amortissement et la masse virtuelle sont faibles. Comme dans le cas précédent, la phase de décélération est aussi détectée si l'accélération désirée est dans le sens opposé de la vitesse désirée. Cependant, dans ce cas, l'opérateur ne veut pas arrêter, mais plutôt changer de direction. Bien que l'on puisse considérer le changement de direction comme deux étapes successives (décélération puis accélération), la manière de modifier les paramètres virtuels est plus complexe. En effet, il ne faut pas simplement aider la décélération puis ensuite l'accélération mais plutôt considérer l'ensemble du mouvement. Sinon, le comportement final pourrait n'être ni intuitif ni optimal.

La méthode proposée pour déduire les intentions de l'opérateur est d'observer si l'opérateur veut accélérer ou décélérer. Cependant, en se basant sur la discussion précédente, il y a une contradiction sur la façon de varier les paramètres d'admittance (*i*) lorsque l'opérateur veut arrêter et (*ii*) durant la phase de décélération lorsque l'opérateur veut changer de direction. En effet, dans le premier cas, l'amortissement virtuel devrait être augmenté alors qu'une autre décision devrait pouvoir être prise dans le second cas. Il serait possible d'inclure l'amplitude de la force d'interaction dans l'analyse (si l'opérateur veut arrêter, la force devrait généralement être plus faible). Cependant, cette distinction est difficile à faire en pratique et pour l'application considérée, il est plus important d'arrêter que de changer de direction. De plus, l'intention de changer de direction n'est pas très significative en pratique et est donc ignorée afin de simplifier la procédure. En effet, si l'opérateur veut changer de direction, l'amortissement virtuel sera augmenté dans la phase de décélération — pour arrêter le système — et sera réduit dans la phase d'accélération — pour accélérer le système.

En résumé, l'amplitude de l'accélération désirée et sa direction sont simplement observées en ligne en ayant recours à l'équation (1.25). Il faut noter qu'il s'agit de l'ac-

célération désirée et non de l'accélération mesurée ou observée qui serait généralement beaucoup trop bruitée. Bien que le signal d'accélération désirée puisse être bruité, via le capteur de force, ce bruit est généralement faible et peut même être filtré au besoin. Il faut aussi noter que lorsqu'une saturation ou une limite virtuelle est atteinte, l'accélération désirée ne correspond pas directement à l'équation (1.25), tel que montré à la figure 1.1. Les intentions de l'opérateur sont finalement déduites tel que montré à la figure 1.3 : accélérer si l'accélération désirée est dans le même sens que la vitesse désirée et décélérer s'ils sont en sens inverse. Les paramètres d'admittance sont alors respectivement réduits ou augmentés, proportionnellement à l'amplitude du signal d'accélération, comme il sera expliqué dans la prochaine section.

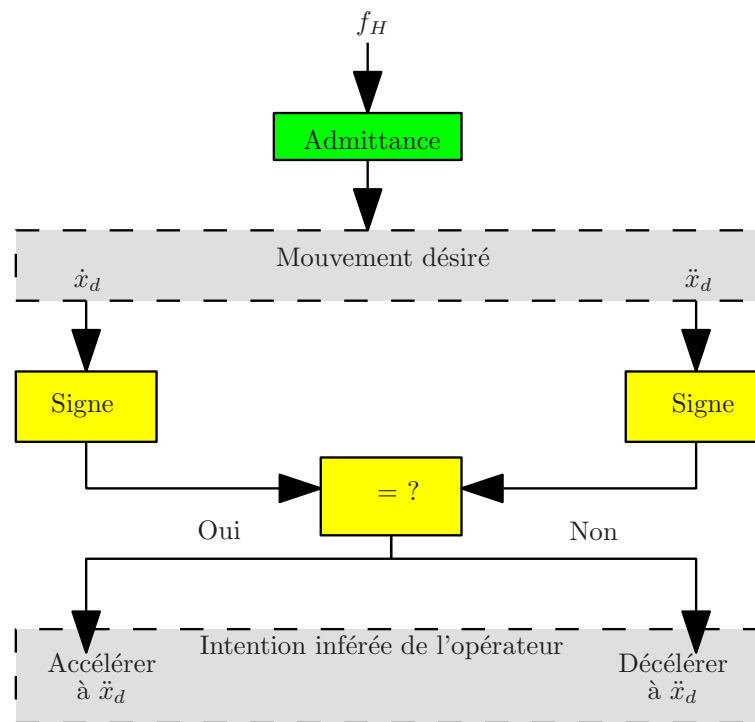


FIG. 1.3 – Schéma utilisé pour déduire les intentions de l'opérateur.

1.4.2 Ajustement en ligne des paramètres d'admittance

Comme il a été expliqué précédemment, les paramètres d'admittance sont modifiés en ligne, en fonction de la déduction des intentions de l'opérateur, afin de l'aider à accomplir la tâche voulue. Cette section explique en détail la méthode proposée afin d'obtenir un comportement intuitif et stable.

Premièrement, des paramètres d'admittance par défauts doivent être sélectionnés. Ces valeurs seront appliquées lorsqu'aucune accélération ne sera requise et les paramètres seront donc près de ces valeurs pour de faibles accélérations. En d'autres mots, ce sont les valeurs qui seront appliquées lorsque des mouvements fins sont requis. En conséquence, un amortissement virtuel élevé est utilisé par défaut afin d'aider l'opérateur à exécuter ces mouvements. Afin d'obtenir une réponse douce, la masse ne devrait pas être trop faible et doit être supérieure, en gardant une marge de sécurité, à la masse virtuelle minimale de la figure 1.2.

Afin que le système soit intuitif, les mêmes paramètres devraient être appliqués aux axes horizontaux X et Y pour que la dynamique soit la même dans ces directions. Les contraintes de stabilité étant plus restrictives pour l'axe des X , la conception est basée sur ce dernier.

Pour cet exemple, les valeurs par défaut de l'amortissement et de la masse virtuelle sont respectivement de $c_f = 120Ns/m$ et $m_f = 72kg$ (un ratio de masse réelle sur masse virtuelle de 7). Il est aussi proposé d'utiliser des valeurs d'amortissement virtuel minimal et maximal qui sont respectivement, dans ce cas, de $60Ns/m$ et de $150Ns/m$. Il n'est pas nécessaire de limiter la masse virtuelle qui, comme nous le verrons, dépendra de l'amortissement virtuel, lui-même limité.

Comme il a été expliqué, l'amortissement virtuel doit être réduit si l'opérateur veut accélérer et augmenté s'il veut décélérer. Les relations suivantes sont utilisées :

$$c_v = c_f - \alpha_a |\ddot{x}_d| \quad \text{pour accélérer} \quad (1.28)$$

$$c_v = c_f + \alpha_d |\ddot{x}_d| \quad \text{pour décélérer} \quad (1.29)$$

où c_v est l'amortissement virtuel en vigueur, c_f est l'amortissement virtuel par défaut, alors que α_a et α_d sont des paramètres à être réglés. Idéalement, pour une amplitude maximale de \ddot{x}_d connue, notée $|\ddot{x}_d|_{max}$, une estimation sommaire de α_a and α_d peut être obtenue afin de prévenir que l'amortissement virtuel c_v atteigne l'amortissement minimal c_{min} ou maximal c_{max} permis :

$$\begin{aligned} \alpha_a &= \frac{c_f - c_{min}}{|\ddot{x}_d|_{max}} \\ \alpha_d &= \frac{c_{max} - c_f}{|\ddot{x}_d|_{max}} \end{aligned} \quad (1.30)$$

Si la masse virtuelle est maintenue constante, tel que dans tous les cas trouvés dans

la littérature (Tsumugiwa et collab., 2002; Duchaine et Gosselin, 2007; Ikeura et collab., 2002; Ikeura et Inooka, 1995; Tsumugiwa et collab., 2001), des effets indésirables peuvent survenir. Premièrement, dans le cas d'une accélération, le gain obtenu en diminuant l'amortissement virtuel est en partie annulé car le ratio entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel augmentera significativement et le temps de réponse sera donc beaucoup plus grand (voir l'équation (1.27)). Une décélération cause aussi problème car dans ce cas, le ratio entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel diminuera à mesure que l'amortissement virtuel augmente. La limite de stabilité pourrait donc facilement être traversée (voir figure 1.2). Il est donc clair que pour obtenir un comportement intuitif et stable, il faut non seulement ajuster l'amortissement virtuel mais aussi la masse virtuelle.

Lorsque l'opérateur désire accélérer, l'amortissement virtuel et la masse virtuelle devraient être réduits. Bien que plusieurs solutions soient possibles, il est proposé de maintenir le même ratio entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel que les valeurs par défauts. Le régime transitoire du système demeurera donc similaire ce qui rend la conception plus simple et semble, en pratique, plus intuitif pour l'opérateur.

Lorsque l'opérateur désire décélérer, l'amortissement virtuel devrait idéalement être augmenté alors que la masse virtuelle devrait être réduite. Afin d'obtenir ce comportement en maintenant la continuité des paramètres et en respectant les contraintes de stabilité, il est suggéré d'utiliser une fonction exponentielle afin de calculer la masse virtuelle. Avec cette approche, le concepteur peut choisir un ratio minimal entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel (ce qui en pratique réduit les risques de croiser la limite de stabilité) et un paramètre de lissage.

Les équations pour la masse virtuelle sont donc heuristiquement choisis tels que :

$$\begin{aligned}
 m_v &= \frac{m_f c_v}{c_f} && \text{pour accélérer} \\
 m_v &= \frac{m_f}{c_f} \left(1 - \beta \left(1 - e^{-\gamma(c_v - c_f)} \right) \right) c_v && (1.31) \\
 &&& \text{pour décélérer}
 \end{aligned}$$

où m_v est la masse virtuelle en vigueur, β (variant entre 0 et 1) influence la valeur finale du ratio entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel et γ influence la douceur avec laquelle ce ratio varie par rapport à l'amortissement virtuel en vigueur. La masse virtuelle calculée en fonction de l'amortissement virtuel en utilisant les équations ci-haut est montrée à la figure 1.4 pour l'axe des X .

Les paramètres d'admittance sont donc variés en fonction de l'amplitude de l'accélération désirée. Un problème avec cette approche est que pour un mouvement à vitesse constante, les paramètres d'admittance seront élevés car l'accélération désirée sera nulle. Cependant, il peut être désirable d'aider l'opérateur non seulement pour effectuer des déplacements avec de grandes accélérations mais aussi de l'aider pour des déplacements à haute vitesse. L'amortissement variable pourrait alors être défini comme étant :

$$c_v = c_f - \alpha|\ddot{x}_d| - \delta|\dot{x}_d| \quad (1.32)$$

où δ est un autre paramètre de conception.

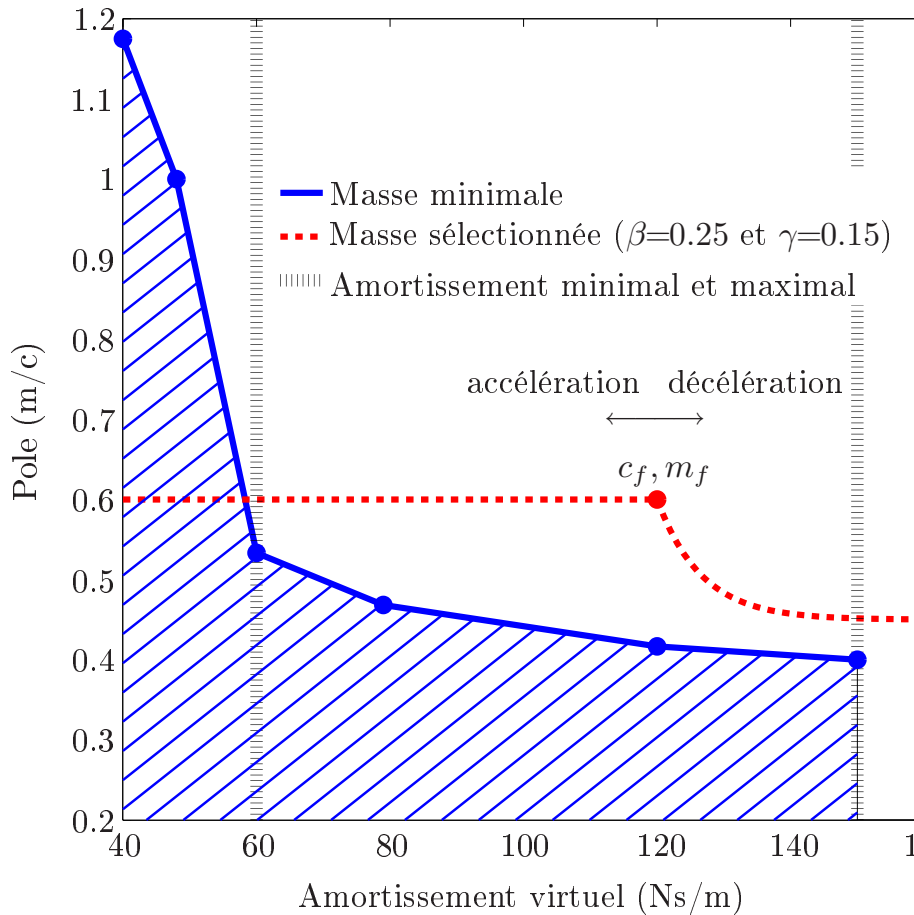


FIG. 1.4 – Limite de stabilité/vibration et conception des paramètres d'admittance variables pour des mouvements le long de l'axe X : ratio minimal entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel vs l'amortissement virtuel. La zone hachurée est la zone dans laquelle des vibrations peuvent être perçues par l'opérateur alors que la zone claire est la zone libre de vibrations. La ligne pointillée représente la masse virtuelle appliquée.

1.4.3 Réglage des paramètres

Cette section suggère des indices pratiques afin de régler les paramètres de l'algorithme d'admittance variable. Il est fortement suggéré de régler les paramètres α_a et α_d en ligne. En effet, même si ces paramètres peuvent être réglés en utilisant des données enregistrées ou en simulation, la perception de l'opérateur est très importante et subjective, ce qui suggère qu'une approche en ligne mènerait à de meilleurs résultats. Comme il a été mentionné, une estimation de α_a et α_d peut être obtenue en utilisant la valeur maximale de \ddot{x}_d avec l'équation (1.30).

Il est important de noter que, pour une force d'interaction donnée et un désir d'accélérer, par exemple, les paramètres d'admittance vont diminuer, ce qui mènera à de plus grandes accélérations et ainsi de suite jusqu'à stabilisation des paramètres. Cependant, si les paramètres α_a et α_d sont trop élevés, les paramètres d'admittance pourrait varier rapidement et de manière erratique de leur valeur minimale à leur valeur maximale, ce qui mènerait à un comportement indésirable. Il est donc important que α_a et α_d ne soient pas trop élevés.

Finalement, une autre méthode pour régler les paramètres est de faire des expérimentations avec grandes accélérations et avec des mouvements fins et de régler les paramètres par essai erreur afin que les paramètres d'admittance varient significativement sans se rendre à leurs valeurs limites.

1.4.4 Méthodes alternatives

Dans cette section, deux alternatives à la méthode proposée sont présentées afin de varier les paramètres d'admittance. Bien que la méthode présentée précédemment soit préférée, ces approches sont quand même introduites car elles sont intéressantes et pourraient éventuellement être développées plus en profondeur.

1.4.4.1 \dot{x}_∞ - Vitesse en régime permanent

Une manière intuitive d'inférer les intentions de l'opérateur est de considérer la différence entre \dot{x}_∞ et \dot{x}_d , où \dot{x}_d est la valeur actuelle de la vitesse désirée et \dot{x}_∞ est la

vitesse désirée en régime permanent ce qui, de l'équation (1.22), correspond à

$$\dot{x}_\infty = \frac{f_H}{c}. \quad (1.33)$$

Un critère pour augmenter ou réduire l'amortissement virtuel pourrait être :

$$\zeta_v = \frac{f_H}{c} - \dot{x}_d = \frac{f_H - c\dot{x}_d}{c} \quad (1.34)$$

où le signe et l'amplitude de ζ_v serait ensuite utilisé dans (1.28) et (1.29) au lieu de $|\dot{x}_d|$. Ce critère est presque le même que celui de la méthode initialement proposée, exception faite que le dénominateur est “ c ” au lieu de “ m ” et le comportement serait donc très similaire en pratique. De plus étant donné qu'il est plus facile de travailler avec le signal d'accélération — qui est déjà disponible et plus intuitif — l'approche proposée précédemment est préférée.

1.4.4.2 Force

Une autre solution possible est d'utiliser l'amplitude de la force pour faire varier les paramètres d'admittance. Cette méthode ne fonctionnerait cependant que pour des cas d'accélération et n'aiderait pas en cas de décélération. L'amortissement virtuel serait alors calculé par :

$$c_v = c_f - \alpha|f_H|. \quad (1.35)$$

En utilisant l'équation (1.22) et le cas d'accélération de l'équation (1.31), la fonction de transfert entre la force et la vitesse devient :

$$\dot{x}_d = \frac{A}{Bs + 1} \quad (1.36)$$

où

$$A = \frac{|f_H|}{c_f - \alpha|f_H|} \quad (1.37)$$

et

$$B = \frac{m_f}{c_f}. \quad (1.38)$$

Pour des mouvements fins, les paramètres d'admittance seraient élevés alors qu'ils seraient faibles pour des déplacements à grandes accélérations ou vitesses, afin d'aider l'opérateur. L'avantage est donc d'aider l'utilisateur non seulement pour les mouvements fins et à grandes accélérations mais aussi pour des mouvements à grande vitesse. Cependant, cette méthode présente certains désavantages. Premièrement, l'aide procurée à l'opérateur sera moins grande en début de mouvement car la force appliquée par

l'opérateur n'est alors pas nécessairement très grande. De plus, le comportement peut être contre-intuitif étant donné que le numérateur de l'équation (1.36) dépend de la force de manière non-linéaire. Cependant, dans des travaux futurs, cette méthode ou une variante pourrait être combinée à la méthode initialement proposée afin d'obtenir de meilleurs résultats.

1.4.5 Expérimentations

Afin de démontrer l'efficacité de la méthode d'admittance variable proposée, trois expérimentations ont été réalisées. La première consiste en une tâche de dessin, la seconde consiste en un test d'impulsion et la dernière consiste en un test de décélération.

1.4.5.1 Tâche de dessin

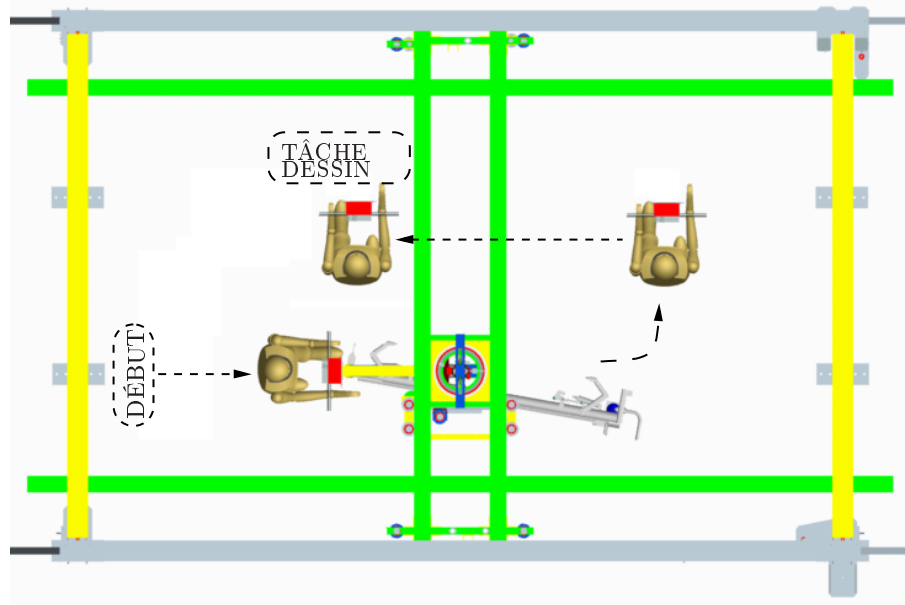


FIG. 1.5 – Vue de haut de la trajectoire suivie par l'opérateur.

La tâche de dessin consistait à partir d'un point donné, avancer de $1.5m$, contourner un obstacle en tournant de 90° , avancer de $1.25m$ et ensuite se déplacer jusqu'au tableau à dessin en exécutant un déplacement latéral de $1m$ (voir la figure 1.5). Finalement, l'opérateur devait tracer le parcours du tracé (voir la figure 1.6) avec un crayon fixé à $1.4 m$ de la poignée. Les instructions étaient de minimiser le temps total et les

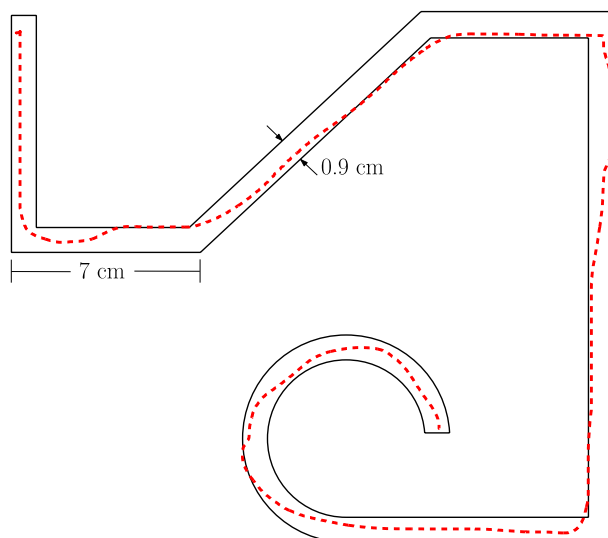


FIG. 1.6 – Corridor prescrit avec un exemple de dessin.

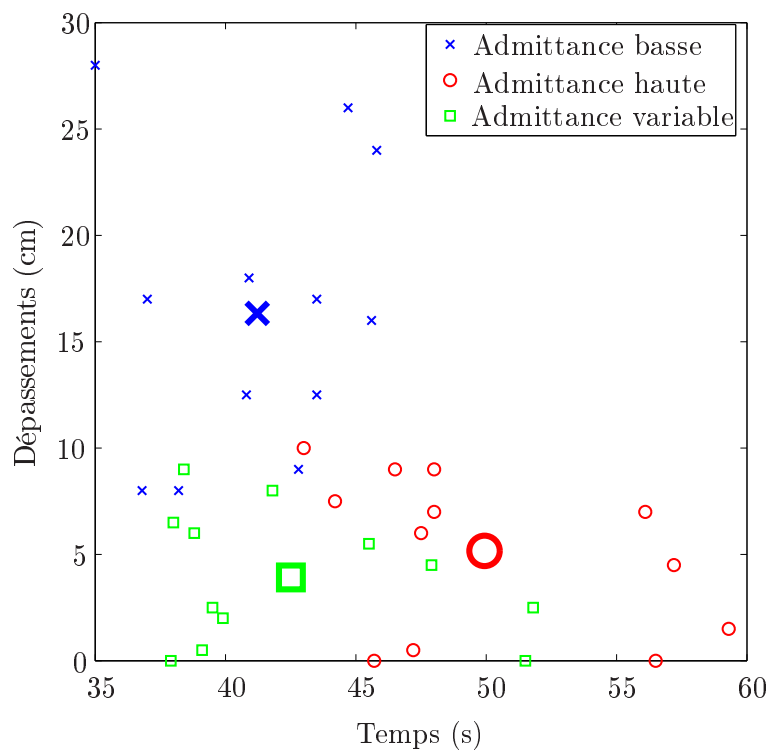


FIG. 1.7 – Longueur totale des dépassements versus le temps requis pour compléter la tâche (parcours et tracé). Chaque sujet a fait deux essais pour chaque type de paramètre d'admittance. Les gros marqueurs représentent la moyenne du groupe correspondant.

dépassements lors du tracé. Une extension vidéo (“1_ IAD_ Parcours.avi”) montre un extrait de cette expérimentation. Les expérimentations ont été réalisées pour trois types de paramètres, c’est-à-dire : *i*) des paramètres fixes et faibles ($c = 60Ns/m$ et $m = 36kg$), *ii*) des paramètres fixes et grands ($c = 120Ns/m$ et $m = 72kg$) et *iii*) des paramètres variables avec des valeurs par défaut de $c_f = 120Ns/m$, $m_f = 72kg$ et $\alpha_a = \alpha_d = 10$.

Les expérimentations ont été effectuées par 6 sujets âgés entre 24 et 38 ans. Le temps pour accomplir la tâche, la distance totale des dépassements et les commentaires des sujets ont été enregistrés. Après quelques temps de pratique, chaque sujet a exécuté la tâche 2 fois pour chaque groupe de paramètres d’admittance. Les sujets ne savaient pas quel groupe de paramètres était en vigueur et l’ordre était varié entre les sujets.

La figure 1.7 montre le temps total pour accomplir la tâche et la distance totale des dépassements (la distance totale de la courbe hors du tracé) pour chaque sujet et pour chaque groupe de paramètres. Le temps moyen pour accomplir la tâche avec une admittance variable est similaire au temps obtenu pour des paramètres fixes faibles et 16% plus faible que dans le cas de paramètres fixes élevés qui requérait en plus une force beaucoup plus grande de la part de l’opérateur. De plus, la distance totale des dépassements avec des paramètres variables est similaire à ce qui a été obtenu avec des paramètres fixes élevés alors qu’elle est 5 fois plus petite qu’avec des paramètres fixes élevés. Conformément avec cette figure, les sujets ont révélé que dans le cas d’une admittance fixe faible, il était facile d’accélérer mais difficile d’exécuter des mouvements fins. D’un autre côté, il était selon eux plus facile d’exécuter des mouvements fins avec une admittance fixe élevée alors qu’une plus grande force était requise pour accélérer. Finalement, avec des paramètres variables, les mouvements d’accélération et les mouvements fins étaient faciles à exécuter.

La figure 1.8 montre un exemple de force, vitesse et accélération désirées, amortissement et masse variable de plus que la trajectoire en XY .

1.4.5.2 Impulsion

Un test très simple pour évaluer l’efficacité de l’approche proposée consiste pour l’opérateur à donner une force d’impulsion. Le test d’impulsion, comme pour la tâche de dessin, a été réalisé avec des paramètres d’admittance fixes faibles, fixes élevés et

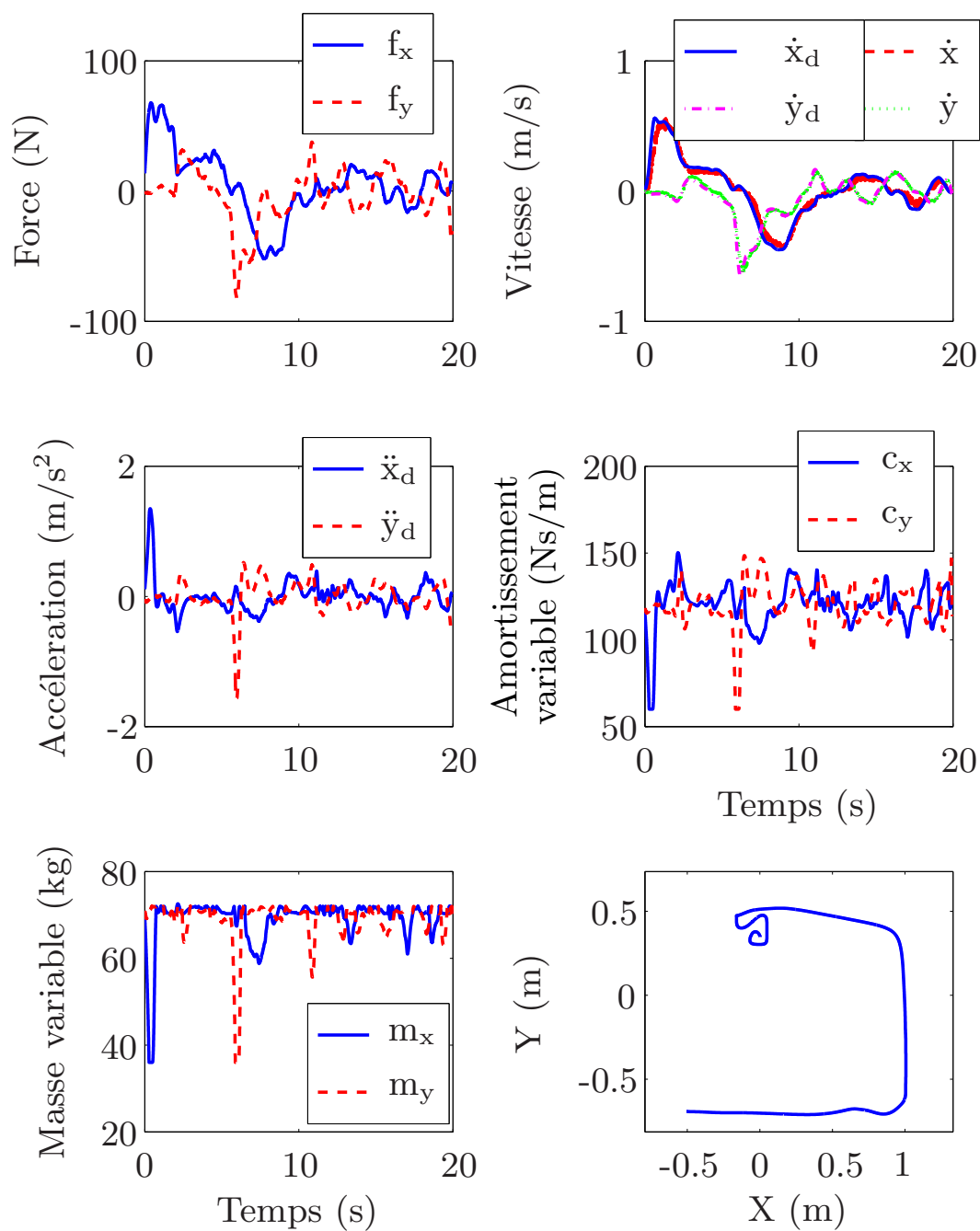


FIG. 1.8 – Exemple de résultats obtenus avec des paramètres d'admittance variables.

variables. Étant donné qu'il n'est pas possible pour une personne de répéter l'impulsion de manière précise, une impulsion a été enregistrée et ensuite utilisée comme force d'entrée.

La figure 1.9 présente la force d'impulsion, la position, la vitesse et l'accélération désirée ainsi que l'amortissement et la masse virtuelle. Pour une grande accélération, la vitesse et l'accélération désirées obtenues avec les paramètres variables sont similaires à ceux obtenus avec les paramètres fixes faibles, ce qui aide l'opérateur à accélérer. Cependant, la capacité d'exécuter des mouvements fins subsiste étant donné que, dans ce cas, les paramètres variables vont rester près de leur valeur par défaut qui est élevée.

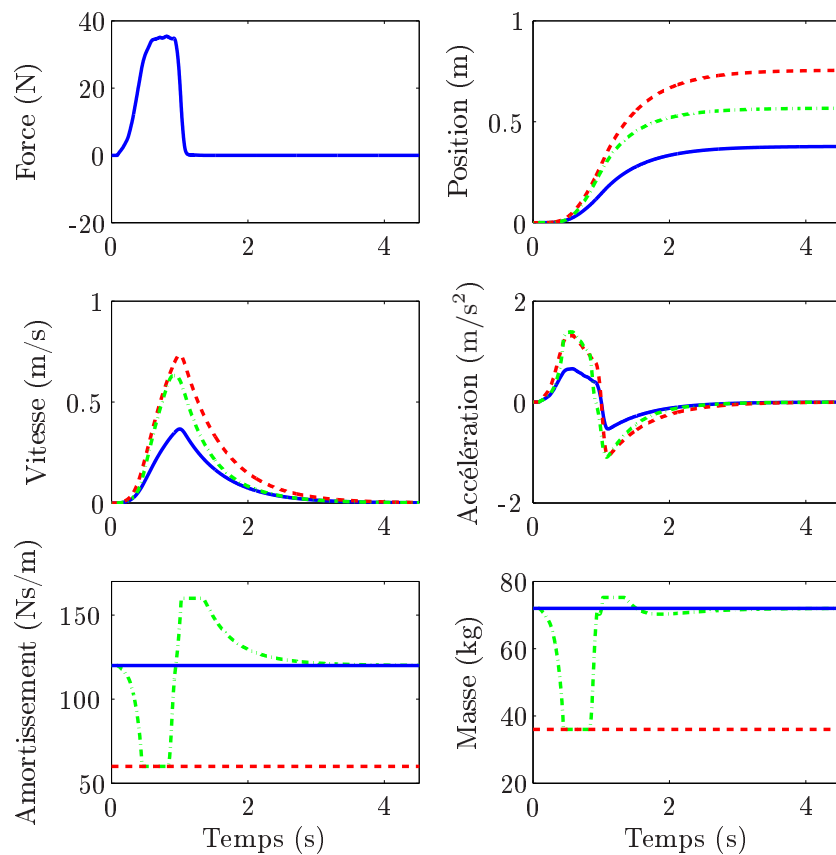


FIG. 1.9 – Réponse du système à une impulsion. Outre pour la sous-figure de la force, la ligne bleue pleine représente des paramètres fixes élevés, la ligne rouge pointillée représente des paramètres fixes faibles et la ligne trait-point verte représente des paramètres variables.

1.4.5.3 Décélération

Même s'il est possible de voir à la figure 1.9, à partir du sous-graphique de vitesse, que la méthode proposée d'admittance variable mène à une plus grande décélération lorsque la force est relâchée, une expérience de décélération a été réalisée pour obtenir des résultats plus détaillés. L'expérience consistait à laisser le robot décélérer à partir d'une vitesse initiale, alors qu'aucune force d'interaction n'était présente. Les résultats sont montrés à la figure 1.10 où il est possible de constater que les paramètres fixes élevés et fixes faibles mènent au même résultat. En effet, la décroissance à partir d'une vitesse initiale pour des paramètres fixes est seulement fonction du ratio entre l'amortissement virtuel et la masse virtuelle — qui est le même dans ce cas pour les deux groupes de paramètres — tel que montré dans l'équation suivante :

$$\dot{x} = \dot{x}_0 e^{-\frac{c}{m}t}. \quad (1.39)$$

La figure 1.10 montre l'avantage des paramètres variables proposés en comparaison aux paramètres fixes. Avec les paramètres variables, la vitesse décroît plus rapidement, dû à une plus grande décélération causée par la loi d'admittance variable. En effet, le prototype s'est déplacé d'une distance moindre que dans le cas de paramètres fixes et la différence de sensation est très appréciable en pratique.

1.5 Commande par couple pré-calculé

1.5.1 Introduction

Cette section présente une commande par couple pré-calculé adaptée à la commande par admittance. La commande par couple pré-calculé a été utilisée abondamment en robotique car elle permet de découpler et de linéariser les systèmes dynamiques hautement non-linéaires et mène à de meilleurs résultats qu'une simple commande PID ([Chung et collab., 2008](#); [Kelly et collab., 2005](#); [Khalil et collab., 2003](#); [L.Lewis et collab., 2004](#); [Slotine et Li, 1990, 1987](#); [De Santis et collab., 2008](#)). Elle a été utilisée principalement pour le suivi de trajectoire, bien qu'elle ait aussi été utilisée en haptique afin d'améliorer le rendu des environnements virtuels ([Fiene et collab., 2006](#); [Kuchenbecker et collab., 2005](#); [Kuchenbecker et Niemeyer, 2006](#)) et a aussi été brièvement introduite

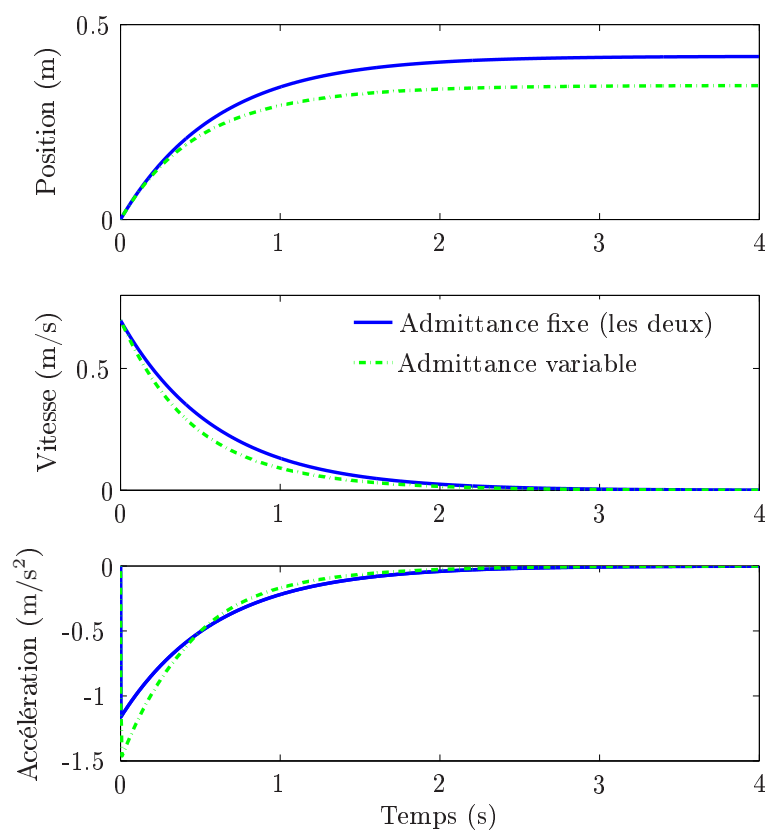


FIG. 1.10 – Réponse du système à une décélération.

pour la commande par admittance (Erden et Tomiyama, 2010). Les tâches avec suivi de trajectoire permettent de concevoir une trajectoire de référence lisse afin d'éviter les profils d'accélération et de secousse abrupts mais ceci est cependant moins évident avec l'interaction humain-robot car la trajectoire est déterminée en temps réel par l'opérateur. Cette section présente donc une approche afin d'adapter la commande par couple pré-calculé à la commande par admittance.

L'identification du robot, la commande par couple pré-calculé et des considérations de saturation sont premièrement décrites. Des expérimentations effectuées avec le système d'assistance intelligent sont ensuite présentées afin de démontrer la performance de l'algorithme proposé.

1.5.2 Identification

Afin de pouvoir utiliser la commande par couple pré-calculé, un modèle dynamique du robot est requis et est ici obtenu via des techniques d'identification. Dans un algorithme d'identification, certaines variables sont dites indépendantes alors que d'autres sont dites dépendantes et les coefficients affectés à ces dernières sont les paramètres à identifier.

En robotique, les paramètres indépendants sont normalement les commandes (courant, voltage, force ou couple) et les variables dépendantes sont les positions des articulations, leurs vitesses et accélérations. Ce choix est bien adapté aux manipulateurs robotiques car il est plus simple de procéder ainsi étant donné que les équations dynamiques sont linéaires par rapport aux paramètres à identifier (Kostic et collab., 2004a; Khalil et collab., 2003). De plus, avec cette approche, les paramètres sont estimés de façon à minimiser l'erreur entre la commande estimée par le modèle et celle mesurée, ce qui est préférable pour le contrôle.

Dans notre cas spécifique, c'est-à-dire avec le prototype d'assistance intelligent, il serait aussi possible d'inverser les variables indépendantes et dépendantes car le système est linéaire. Cependant, nous allons considérer la commande comme variable indépendante pour les raisons données ci-haut et pour que le tout puisse être appliqué à un système robotique général.

Pour l'identification des paramètres, les méthodes par moindres carrés simples, récursifs et approximatifs par maximum de vraisemblance sont décrits.

1.5.2.1 Structure générale

L'équation dynamique est :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q},\dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \boldsymbol{\tau}_f \quad (1.40)$$

où \mathbf{q} est le vecteur de déplacement articulaires, $\mathbf{M}(\mathbf{q})$ est la matrice d'inertie généralisée, $\mathbf{C}(\mathbf{q},\dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}$ est le vecteur des forces centripètes et de Coriolis, $\mathbf{g}(\mathbf{q})$ est le vecteur des forces gravitationnelles, $\boldsymbol{\tau}_f$ est le vecteur de friction aux articulations et $\boldsymbol{\tau}$ est le vecteur des efforts articulaires.

Étant donné que le système utilisé pour les expérimentations est linéaire et mécaniquement découplé, chaque degré de liberté est identifié séparément et seuls les axes X et Y sont considérés ici par simplicité. L'équation dynamique à un degré de liberté considérée est donc :

$$u(k) = m_I \ddot{x}(k) + \tau_{vI}(k) + \tau_{cI}(k) \quad (1.41)$$

où u est la commande, exprimée en ampères au pas de temps k , m_I est le terme inertiel exprimé au moteur en As^2/m , τ_{vI} et τ_{cI} sont respectivement la friction visqueuse et la friction de Coulomb et sont simplement modélisés ici tel que :

$$\begin{aligned} \tau_{cI} &= f_{cI} \text{sign}(\dot{x}) \\ \tau_{vI} &= f_{vI} \dot{x} \end{aligned} \quad (1.42)$$

où f_{cI} est le coefficient de la friction de Coulomb, en ampères, et f_{vI} est le coefficient de la friction visqueuse, en As/m . L'indice I représente une unité de courant, c pour Coulomb et v pour visqueuse. Bien qu'un modèle de friction plus complexe puisse être utilisé, comme dans [Canudas de Wit et collab. \(1991\)](#); [Cao et Schwartz \(2000\)](#); [Armstrong-Helouvry et collab. \(1994\)](#); [Kostic et collab. \(2004a,b\)](#), le modèle choisi est suffisant dans notre cas tel qu'il sera montré à la section 1.5.3.3.

En définissant :

$$\begin{aligned} y_t(k) &= u(k) \\ \boldsymbol{\phi}_t &= [\ddot{x}(k), \dot{x}(k), \text{sign}(\dot{x})]^T \\ \boldsymbol{\theta}_t &= [m_I, f_{vI}, f_{cI}]^T \end{aligned} \quad (1.43)$$

le modèle est :

$$y_t(k) = \boldsymbol{\phi}_t^T \boldsymbol{\theta}_t + e_y(k) \quad (1.44)$$

où e_y représente l'erreur de modélisation. Les paramètres de friction auraient aussi pu être identifiés de manière indépendante, tel que dans [Kostic et collab. \(2004a,b\)](#).

1.5.2.2 Moindres carrés

Cette section présente trois méthodes afin d'identifier les paramètres inconnus. Étant donné que ceux-ci sont identifiés hors-ligne, les données peuvent être filtrées avec un filtre non-causals (par exemple FIR) afin d'obtenir un signal filtré sans retard de phase, ce qui aide à obtenir une meilleure convergence de l'algorithme d'identification. La vitesse et l'accélération sont obtenues à partir du signal de position avec une dérivée Lagrangienne à deux points centrée sur le point à l'étude. Dans tous les cas, les données sont normalisées afin d'obtenir une meilleure qualité de calcul numérique.

Moindres carrés simples

Les moindres carrés simples (SLS) ([Kostic et collab., 2004a](#); [Khalil et collab., 2003](#); [Ljung et Soderstrom, 1983](#)) mènent à une façon très simple de résoudre l'équation (1.44) afin d'obtenir l'estimée du vecteur des paramètres inconnus $\hat{\boldsymbol{\theta}}_t$:

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_t = (\boldsymbol{\Phi}_t^T \boldsymbol{\Phi}_t)^{-1} \boldsymbol{\Phi}_t^T \mathbf{Y}_t \quad (1.45)$$

où

$$\boldsymbol{\Phi}_t^T = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\phi}_t^T(1) \\ \boldsymbol{\phi}_t^T(2) \\ \vdots \\ \boldsymbol{\phi}_t^T(j) \end{bmatrix} \quad (1.46)$$

$$\mathbf{Y}_t = [y_t(1), y_t(2), \dots, y_t(j)]^T \quad (1.47)$$

où j est le nombre d'observations.

Moindres carrés récurrents

Les moindres carrés récurrents (RLS) ([Ljung et Soderstrom, 1983](#)) mènent à une solution temps réel qui permet plus de flexibilité, peut gérer un facteur d'oubli si nécessaire et peut être utilisée pour une identification en ligne des paramètres. Avec les équations (1.46) et (1.47), l'algorithme sans facteur d'oubli est :

$$\hat{\boldsymbol{\theta}}_t(k) = \hat{\boldsymbol{\theta}}_t(k-1) + \mathbf{K}_t(k)[y_t(k) - \boldsymbol{\phi}_t^T(k)\hat{\boldsymbol{\theta}}_t(k-1)] \quad (1.48)$$

et :

$$\mathbf{K}_t(k) = \frac{\mathbf{P}_t(k-1)\boldsymbol{\phi}_t(k)}{[1 + \boldsymbol{\phi}_t^T(k)\mathbf{P}_t(k-1)\boldsymbol{\phi}_t(k)]} \quad (1.49)$$

$$\mathbf{P}_t(k) = \mathbf{P}_t(k-1) - \frac{\mathbf{P}_t(k-1)\boldsymbol{\phi}_t(k)\boldsymbol{\phi}_t^T(k)\mathbf{P}_t(k-1)}{[1 + \boldsymbol{\phi}_t^T(k)\mathbf{P}_t(k-1)\boldsymbol{\phi}_t(k)]}$$

où \mathbf{P}_t est la matrice de covariance et doit être initialisée.

Moindres carrés récurrents - Approximatif par maximum de vraisemblance

Les moindres carrés récurrents avec maximum de vraisemblance approximatifs (RLS-AML) (Ljung et Soderstrom, 1983) sont utilisés pour l'identification finale. Bien qu'elle soit similaire aux moindres carrés récurrents présentés ci-haut, cette méthode mène généralement à de meilleures propriétés de convergence. Les équations sont les mêmes que dans la section précédente mais la définition de $\boldsymbol{\phi}_t$ et $\boldsymbol{\theta}_t$ de l'équation (1.43) est :

$$\boldsymbol{\phi}_R = [\boldsymbol{\phi}_t, \eta(k-1), \dots, \eta(k-n)]^T \quad (1.50)$$

$$\boldsymbol{\theta}_R = [\boldsymbol{\theta}_t, d_1, \dots, d_n]^T \quad (1.51)$$

où $\eta(k) = y(k) - \boldsymbol{\phi}_R^T(k)\hat{\boldsymbol{\theta}}_R(k)$ et les d_i sont de nouveaux paramètres à être identifiés.

1.5.2.3 Résultats

Les résultats obtenus à partir de l'identification sont premièrement comparés avec les résultats mesurés et sont présentés au tableau 1.1 où les indices x et y sont utilisés pour différencier les axes. La masse a été mesurée en additionnant la masse de toutes les composantes et en ajoutant l'inertie du moteur, ramenée à l'effecteur. Une approximation de la friction de Coulomb a été obtenue en poussant manuellement le système à très basse vitesse et utilisant un dynamomètre afin de mesurer la force nécessaire pour déplacer le système. Il faut noter que la comparaison ne représente qu'une approximation pour fins de vérification grossière. En effet, l'identification retourne les paramètres en considérant le courant comme étant la commande et pour fins de comparaison, il a fallu utiliser le ratio de réduction et la constante de couple du moteur afin de ramener les paramètres à l'effecteur. Ces facteurs sont obtenus à partir des spécifications du manufacturier et peuvent différer de la réalité. Il faut toutefois noter que la constante de couple n'est utilisée que pour fins de comparaison et n'est pas utilisée dans la commande finale. Le facteur de réduction entre le mouvement linéaire à l'effecteur et la rotation au moteur est de 232 (rad/m) alors que la constante de couple est de 0,289 Nm/A .

TAB. 1.1 – Comparaison de l'estimation des paramètres.

	m_x (kg)	τ_{vx} (Ns/m)	τ_{cx} (N)	m_y (kg)	τ_{vy} (Ns/m)	τ_{cy} (N)
Mesuré	507	ND	88	328	ND	51
Identification	507	369	92	356	32	71

La figure 1.11 présente la comparaison entre le signal utilisé pour l'identification et la commande reconstruite avec les paramètres identifiés. La vitesse et l'accélération sont filtrés à l'aide de filtres FIR non-causal pour qu'il soit possible de voir la comparaison. L'estimation des couples n'est pas parfaite car le modèle représente une simplification de la réalité mais l'estimation demeure très précise.

La figure 1.12 montre une réponse en boucle ouverte à une entrée de l'opérateur, obtenue en fournissant simplement le couple obtenu par dynamique inverse au système d'assistance en utilisant les paramètres identifiés tel que :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \boldsymbol{\tau}_f \quad (1.52)$$

ou dans un cas à 1 DDL simple :

$$u(k) = m_I \ddot{x}_d + \tau_{vI} + \tau_{cI}. \quad (1.53)$$

Plus de détails sur la mise en oeuvre de cette commande sont donnés à la section 1.5.3 et spécialement 1.5.3.3 et 1.5.3.4 pour la partie de compensation de friction. Même si aucun terme de rétroaction n'est utilisé, la vitesse suit bien la consigne, ce qui démontre la qualité de l'identification. Il était aussi facile et intuitif pour l'opérateur de coopérer avec cette commande. La figure 1.13 présente la trajectoire et la commande, selon l'axe des X , qui ont été utilisées pour l'identification. Le conditionnement de la matrice Φ_t (ratio entre la valeur singulière maximale et minimale) était de 4.2 pour l'axe des X et de 4.1 pour l'axe des Y . Ce nombre devrait se rapprocher de 1 (et devrait être plus petit que 100 ([Hollerbach et collab., 2008](#))) pour que le régresseur de la matrice soit bien conditionné afin que l'estimation des paramètres soit fiable ([Kostic et collab., 2004a](#); [Hollerbach et collab., 2008](#)). Ceci est possible en ayant une trajectoire qui excite suffisamment la dynamique du robot.

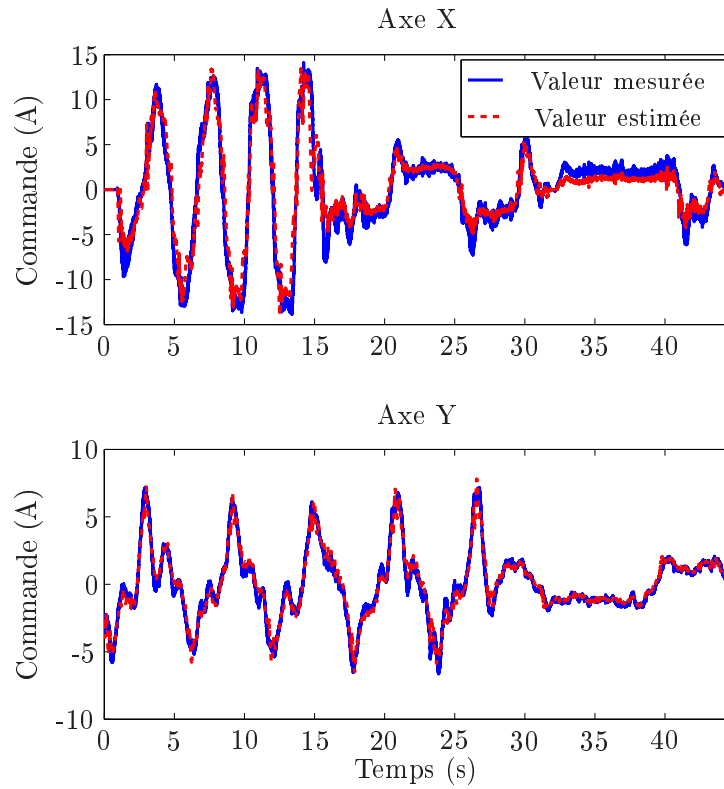


FIG. 1.11 – Comparaison hors-ligne des couples mesurés et estimés.

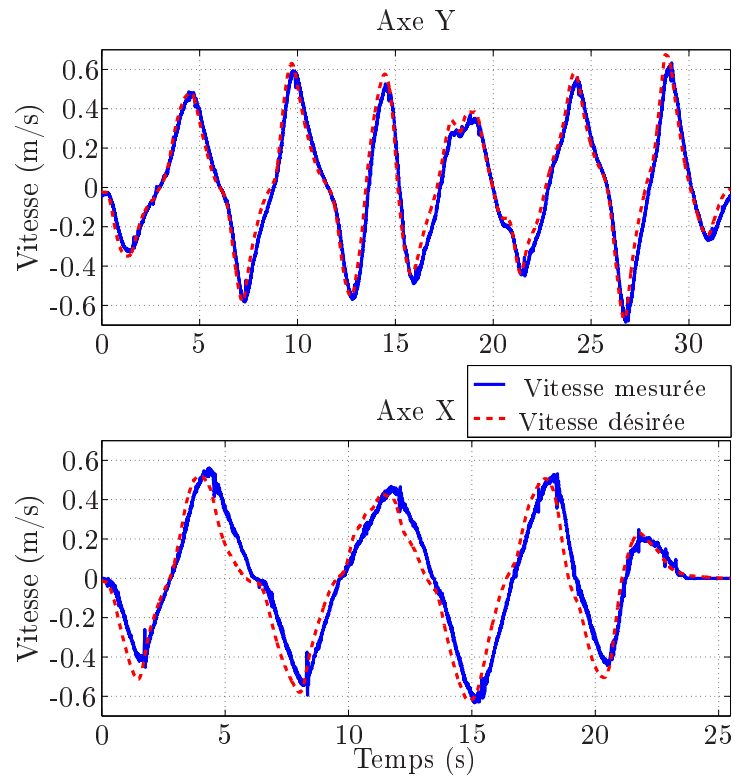


FIG. 1.12 – Suivi en vitesse en boucle ouverte en mode collaboratif.

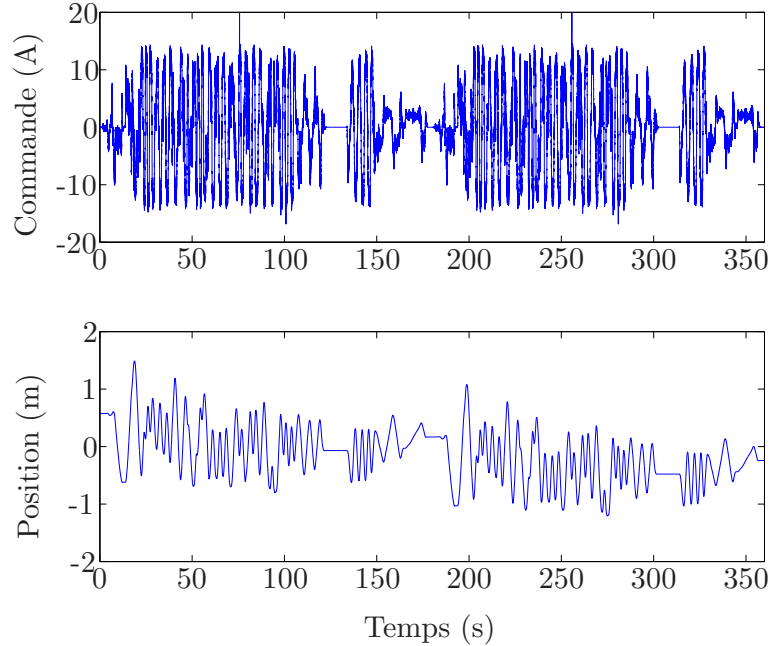


FIG. 1.13 – Commande et position utilisées pour l’identification selon l’axe des X .

1.5.3 Commande en vitesse

Dans cette section, la commande PID et la commande par couple pré-calculé utilisées pour la commande en vitesse (figure 1.1) sont détaillées. Il sera montré que la commande par couple pré-calculé mène à de meilleurs résultats que la commande PID, même pour un système linéaire tel que le prototype du système d’assistance humaine. De plus, les performances par rapport à une commande PID devraient être encore plus prononcées avec un système plus complexe et non-linéaire. Finalement, la compensation de friction est présentée.

1.5.3.1 Commande PID

La commande PID est premièrement considérée pour faire office de commande en vitesse bas niveau tel que présenté à la figure 1.1. La commande est :

$$\tau = \mathbf{K}_P \mathbf{e} + \mathbf{K}_D \dot{\mathbf{e}} + \mathbf{K}_I \int \mathbf{e} dt \quad (1.54)$$

où

$$\mathbf{e} = \dot{\mathbf{q}}_d - \dot{\mathbf{q}} \quad (1.55)$$

et \mathbf{K}_P , \mathbf{K}_D et \mathbf{K}_I sont respectivement les gains (matrices diagonales) proportionnels, dérivatifs et intégraux, $\dot{\mathbf{q}}_d$ est la vitesse désirée des coordonnées articulaires et $\dot{\mathbf{q}}$ est la mesure des vitesses articulaires. La commande est donc indépendante pour chaque articulation.

Étant donné que le robot utilisé pour les expérimentations peut être considéré comme un procédé linéaire (la matrice d'inertie généralisée, les vecteurs de forces centripètes et Coriolis et de gravité sont constants), une commande PID pourrait sembler appropriée. Cependant, même dans ce cas simple, certains problèmes surviennent. Premièrement, en utilisant une commande en vitesse, il est difficile d'utiliser un gain dérivatif car celui-ci serait lié au signal d'accélération qui est reconnu pour être bruité, surtout lorsqu'il est obtenu à partir d'une mesure de position (Belanger et collab., 1998). Le signal pourrait être filtré afin de réduire le bruit mais aux dépens d'un délai. Le second problème provient d'un manque d'intuitivité si un terme intégral est utilisé. En effet, la réponse du système à une entrée de force de l'opérateur dépendrait alors de l'accumulation de l'erreur dans le temps. Pour les expérimentations, les gains dérivatifs et intégraux sont donc réglés à zéro. Ceci impose des limitations additionnelles et un manque de flexibilité à la commande PID. De plus, il est bien connu, aussi bien en pratique qu'en théorie, qu'un gain proportionnel élevé peut mener à des vibrations ou de l'instabilité et que le bruit et les délais réduisent considérablement la valeur admissible de ce gain.

1.5.3.2 Commande par couple pré-calculé

La commande par couple pré-calculé est grandement utilisée en robotique et son avantage principal est de transformer un système multi-entrée et multi-sortie non-linéaire complexe en un système multi-entrée et multi-sortie simple, linéaire et découplé (Slotine et Li, 1990; Chung et collab., 2008; Kelly et collab., 2005; Khalil et collab., 2003; L.Lewis et collab., 2004; Slotine et Li, 1987; De Santis et collab., 2008).

Différentes approches existent et une forme très populaire (Chung et collab., 2008; Kelly et collab., 2005; L.Lewis et collab., 2004) est définie tel que :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}(\mathbf{q})[\ddot{\tilde{\mathbf{q}}}_d + \mathbf{K}_P\tilde{\mathbf{q}} + \mathbf{K}_V\dot{\tilde{\mathbf{q}}}] + \mathbf{C}(\mathbf{q},\dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) \quad (1.56)$$

où $\tilde{\mathbf{q}} = \mathbf{q}_d - \mathbf{q}$. L'approche PD+ (Kelly et collab., 2005; L.Lewis et collab., 2004) est

définie tel que :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}(\mathbf{q})[\ddot{\mathbf{q}}_d] + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \mathbf{K}_P \tilde{\mathbf{q}} + \mathbf{K}_V \dot{\tilde{\mathbf{q}}} \quad (1.57)$$

et la version non-adaptative de la commande de Slotline and Li (Slotine et Li, 1987, 1990) est définie tel que

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau} = & \mathbf{M}(\mathbf{q})[\ddot{\mathbf{q}}_d + \boldsymbol{\Lambda} \tilde{\mathbf{q}}] + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})[\dot{\mathbf{q}} + \boldsymbol{\Lambda} \tilde{\mathbf{q}}] + \mathbf{g}(\mathbf{q}) \\ & + \mathbf{K}_P \tilde{\mathbf{q}} + \mathbf{K}_V \dot{\tilde{\mathbf{q}}} \end{aligned} \quad (1.58)$$

où $\boldsymbol{\Lambda} = \mathbf{K}_V^{-1} \mathbf{K}_P$.

Ces méthodes ont été grandement utilisées pour effectuer des suivis de trajectoires. Cependant, une commande en vitesse guidée par les intentions imprévisibles d'un humain est ici considérée. L'équation (1.56) est donc modifiée de manière similaire à Moreno et Kelly (2003). Ceci conduit à

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}(\mathbf{q})[\ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{K}_P \dot{\tilde{\mathbf{q}}}] + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{g}(\mathbf{q}) \quad (1.59)$$

où il n'y a pas de termes dérivatif ni intégral pour la même raison que dans le cas de la commande PID.

Il faut noter qu'il est possible de n'utiliser qu'une compensation dynamique partielle. L'avantage est ainsi de saisir les avantages de la commande par couple pré-calculé sans trop reposer sur le modèle. Par exemple, si l'inertie peut varier entre 50 et 100 kg, une compensation à 50, 75, 100 kg ou autre peut être utilisée. La compensation peut aussi être filtrée pour éviter une commande abrupte ou bruitée.

1.5.3.3 Compensation de friction

Une compensation de friction très simple est représentée par :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}(\mathbf{q})[\ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{K}_P \dot{\tilde{\mathbf{q}}}] + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \boldsymbol{\tau}_{fc} + \boldsymbol{\tau}_{fv} \quad (1.60)$$

où $\boldsymbol{\tau}_{fc}$ et $\boldsymbol{\tau}_{fv}$ sont respectivement les vecteurs de friction de Coulomb et de friction visqueuse et leur i ème composante est :

$$\begin{aligned} \tau_c^i &= f_c^i \text{sign}(\dot{x}_d^i) (1 - e^{-\alpha^i |\dot{x}_d^i|}) \\ \tau_v^i &= f_v^i \dot{x}_d^i \end{aligned} \quad (1.61)$$

Le terme exponentiel et le paramètre α sont utilisés afin de réduire le bruit dans la commande qui est introduit par la compensation de friction lorsque la vitesse est près de zéro. La vitesse désirée est utilisée dans les expérimentations pour la compensation de friction afin de réduire le bruit et contribuer à la commande en fonction des intentions de l'opérateur. Un modèle plus complexe aurait pu être utilisé (Canudas de Wit et collab., 1991; Cao et Schwartz, 2000; Armstrong-Helouvry et collab., 1994) et aurait pu inclure un terme de stiction par exemple mais comme il sera montré, la compensation de friction simple suggérée à l'équation (1.61) est suffisante en pratique dans notre cas.

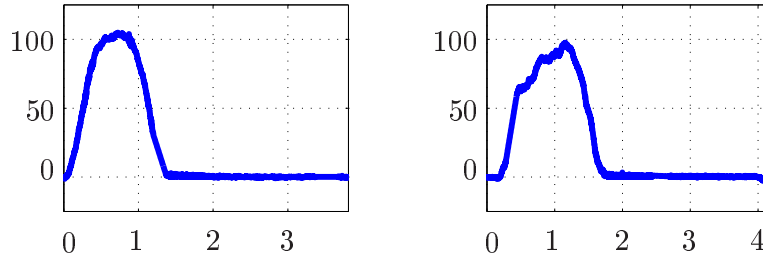
La principale raison de mettre en oeuvre une compensation de friction est survenue en testant le système en boucle ouverte (équation (1.53)). En effet, sans compensation de friction, un comportement indésirable a été observé : à la fin du déplacement, l'opérateur sentait un retour du système comme si ce dernier voulait revenir en arrière. Ce comportement est montré à la figure 1.14 où la vitesse ne suit pas très bien la vitesse désirée et est même négative pour un certain temps à la fin du mouvement. La friction explique ce phénomène étant donné qu'il y a moins d'accélération dans la phase d'accélération et plus de décélération dans la phase de décélération. Lorsque la compensation de friction n'est pas utilisée, une force plus grande que nécessaire est donc appliquée pour décélérer, ce qui explique pourquoi le système revient en arrière. La compensation de friction règle ce problème, tel que montré à la figure 1.14. En pratique, la boucle de rétroaction serait capable de gérer ce problème. Cependant, il est mieux d'ajouter une compensation de friction afin que la rétroaction soit moins sollicitée et ainsi réduire ses effets négatifs. De plus, la compensation de friction permet d'obtenir un meilleur suivi de trajectoire et de donner un meilleur rendu.

1.5.3.4 Vitesse et accélération désirée

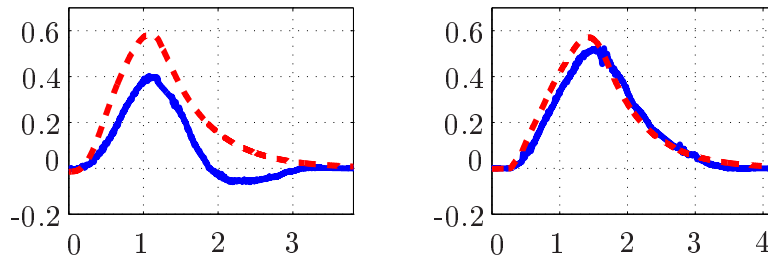
Avec l'approche classique de suivi de trajectoire, la commande par couple pré-calculé est bien adaptée étant donné que la trajectoire désirée peut être conçue de façon à être lisse. Avec la commande par admittance, les vitesses et accélérations désirées sont aussi connues (voir équations (1.22), (1.24) et (1.25)) et la commande par couple pré-calculé peut être utilisée en utilisant la vitesse et l'accélération désirée dans l'équation (1.60). Cependant, il est plus difficile d'obtenir une trajectoire lisse car celle-ci dépend des forces appliquées par l'opérateur. Par exemple, celle-ci peut être brusque lorsque l'opérateur change de direction ou qu'une saturation (position, vitesse ou accélération) est atteinte. Une trajectoire douce peut être obtenue avec des paramètres d'admittance bien conçus

Commande en boucle ouverte sans compensation de friction Commande en boucle ouverte avec compensation de friction

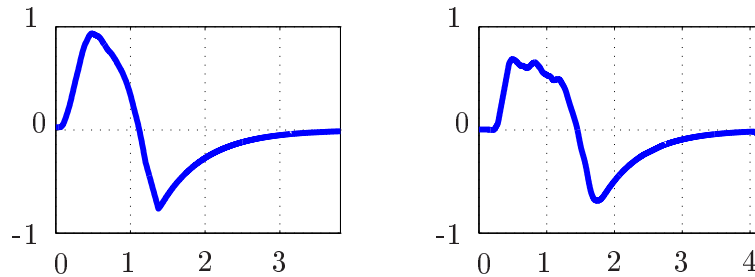
Force de l'opérateur (N)



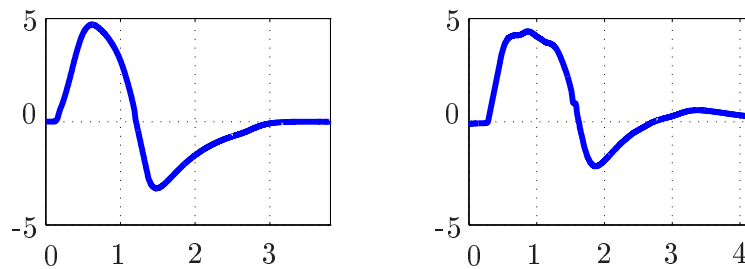
Vitesse (m/s)



Accélération Désirée (m/s^2)



Commande (A)



Temps (s)

Temps (s)

FIG. 1.14 – Problème de retour en arrière en boucle ouverte, avec et sans compensation de friction. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pointillée rouge représente la vitesse désirée.

et avec un traitement sur le signal de force. Il faut noter qu'avec une commande par impédance, la vitesse et l'accélération désirées ne peuvent pas être utilisées car elles ne sont pas connues. Les variables mesurées peuvent cependant être utilisés mais requièrent une très bonne mesure ou un bon traitement, ce qui est difficile en pratique.

1.5.4 Considération des saturations

Pour des raisons de sécurité, la vitesse et l'accélération devraient être limitées tel que montré à la figure 1.1. Cependant, ceci peut mener à des profils d'accélération et de secousses abrupts ce qui n'est pas désirable car il en résulterait de rudes variations de la commande et un comportement contre-intuitif pour l'opérateur. Le problème est encore plus important avec une commande par couple pré-calculé car la commande dépend directement de la vitesse et de l'accélération désirée.

1.5.4.1 Limite en vitesse

Si une saturation en vitesse simple était utilisée, tel que représenté à l'équation (1.62), l'accélération, une fois rendu à la saturation, passerait d'une valeur donnée à zéro en un pas de temps, menant à un profil d'accélération et de secousse brusque.

$$\begin{aligned}
 v_{out} &= v_{max} & \text{si } v_{in} > v_{max} \\
 v_{out} &= -v_{max} & \text{si } v_{in} < -v_{max} \\
 v_{out} &= v_{in} & \text{si } -v_{max} < v_{in} < v_{max}
 \end{aligned}
 \tag{1.62}$$

où v_{in} est la vitesse d'entrée, v_{out} la vitesse de sortie et v_{max} la vitesse de saturation.

La vitesse désirée pourrait être filtrée, adoucissant le profil d'accélération, mais aux dépens d'un délai. Même en limitant la valeur de l'accélération désirée, le profil d'accélération et de secousse demeurerait tout de même abrupts. Il est donc proposé de limiter graduellement la vitesse désirée lorsque celle-ci s'approche de la limite de saturation. Ceci est fait ici avec un polynôme d'ordre trois ou cinq tel que montré à la figure 1.15. Pour le polynôme d'ordre trois, la vitesse de sortie est égale à la vitesse d'entrée pour des vitesses sous $(v_{max} - \delta/\sqrt{2})$ (où δ est un paramètre de conception)

alors qu'elle est égale à v_{max} lorsque la vitesse est supérieure à $(v_{max} + \delta)$. Entre ces deux vitesses, le polynôme d'ordre trois est obtenu en égalant la vitesse de sortie à la vitesse d'entrée pour des vitesses d'entrée de $(v_{max} - \delta/\sqrt{2})$ et $(v_{max} + \delta)$ et pour ces mêmes vitesses d'entrée, la dérivée première est respectivement réglée à 1 et 0. L'équation est donnée tel que :

$$v_{sout} = s_a v_{sin}^3 + s_b v_{sin}^2 + s_c v_{sin} + s_d \quad (1.63)$$

où v_{sin} est la vitesse d'entrée et v_{sout} est la vitesse de sortie et

$$\begin{aligned} s_a &= \frac{-\alpha + 2\gamma - \beta}{(\alpha - \beta)(-2\beta\alpha + \beta^2 + \alpha^2)} \\ s_b &= \frac{-(-2\alpha^2 + 3\alpha\gamma - 2\beta\alpha + 3\gamma\beta - 2\beta^2)}{(\alpha - \beta)(-2\beta\alpha + \beta^2 + \alpha^2)} \\ s_c &= \frac{\beta(-4\alpha^2 + 6\alpha\gamma - \beta\alpha - \beta^2)}{(\alpha - \beta)(-2\beta\alpha + \beta^2 + \alpha^2)} \\ s_d &= \frac{\alpha^2(2\beta^2 + \alpha\gamma - 3\gamma\beta)}{(\alpha - \beta)(-2\beta\alpha + \beta^2 + \alpha^2)} \end{aligned} \quad (1.64)$$

où $\alpha = \gamma - \delta/\sqrt{2}$ et $\beta = \gamma + \delta$. Pour le polynôme d'ordre cinq, la dérivée seconde est aussi réglée à zéro pour les mêmes entrées de vitesse. La figure 1.16 présente la vitesse désirée, l'accélération et la secousse en réponse à une force d'entrée de l'opérateur en forme de sinus et seuls les résultats du polynôme d'ordre trois sont montrés par simplicité. Il est montré que l'accélération désirée est plus douce avec le polynôme d'ordre trois (secousse d'environ 40) qu'avec la saturation classique (secousse d'environ 270). La douceur de la transition peut être variée avec le paramètre δ . Dans cet exemple, la limite en vitesse est de 0,7 m/s alors que δ a été réglé à 0,23. En pratique, la vitesse en sortie n'atteindra pas facilement la limite de saturation, tel que montré à la figure 1.16, car la saturation proposée produit un effet similaire à de l'amortissement.

1.5.4.2 Limite d'accélération

Une situation commune où l'accélération peut varier abruptement (autre qu'une force d'entrée variant rapidement) survient lorsque l'accélération maximale n'est pas la même que la décélération maximale. L'existence de ce problème provient d'une considération de sécurité selon laquelle il ne doit pas être possible d'augmenter la vitesse très rapidement alors qu'il est souhaitable de pouvoir arrêter rapidement. Lorsque le système passe d'une phase de décélération à une phase d'accélération, l'accélération

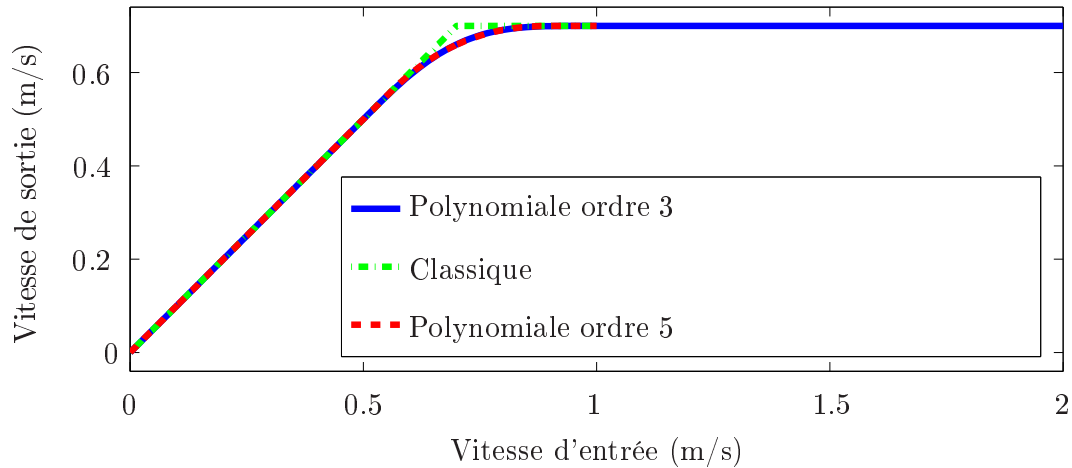


FIG. 1.15 – Saturation en vitesse théorique.

désirée varie abruptement de la valeur maximale de décélération à la valeur maximale d'accélération. Il serait possible d'utiliser un filtre aux dépens d'un délai, ce qui n'est pas souhaitable.

Comme dans le cas de la saturation en vitesse, il est souhaité de limiter l'accélération désirée de manière graduelle. Pour se faire, il est proposé d'utiliser une fonction exponentielle utilisant la vitesse désirée comme paramètre. En effet, la transition entre les deux accélérations limites se produit à une vitesse nulle et l'accélération est donc graduellement variée en fonction de la vitesse désirée. La transition de l'accélération est donc représentée par :

$$a_m = \frac{\ddot{x}_m^+ + \ddot{x}_m^-}{2} \text{sign}(\ddot{x}_d) - \frac{-\ddot{x}_m^+ + \ddot{x}_m^-}{2} \text{sign}(\dot{x}_d) \left(1 - e^{-|\gamma_a \dot{x}_d|}\right) \quad (1.65)$$

où γ_a est un paramètre de douceur, a_m est la limite maximale d'accélération/décélération effective, \ddot{x}_m^+ est l'accélération maximale et \ddot{x}_m^- est la décélération maximale. Le paramètre γ_a devrait être assez élevé afin d'obtenir assez de douceur mais pas trop car il affecte aussi l'accélération maximale lorsque la vitesse est près de zéro.

La figure 1.17 présente les résultats en réponse à une force d'entrée de l'opérateur en forme de sinus. Il y est montré que la transition est plus douce lorsque la saturation de l'accélération est variée graduellement. En effet, une secousse d'environ $500m/s^3$ est obtenue avec une saturation de base alors qu'elle n'est que de $30m/s^3$ lorsque la saturation graduelle de l'équation (1.65) est utilisée (lorsque γ_a est réglé à 40). Une limite sur la secousse pourrait aussi être utilisée mais est plus difficile à mettre en oeuvre en pratique en raison du bruit de mesure.

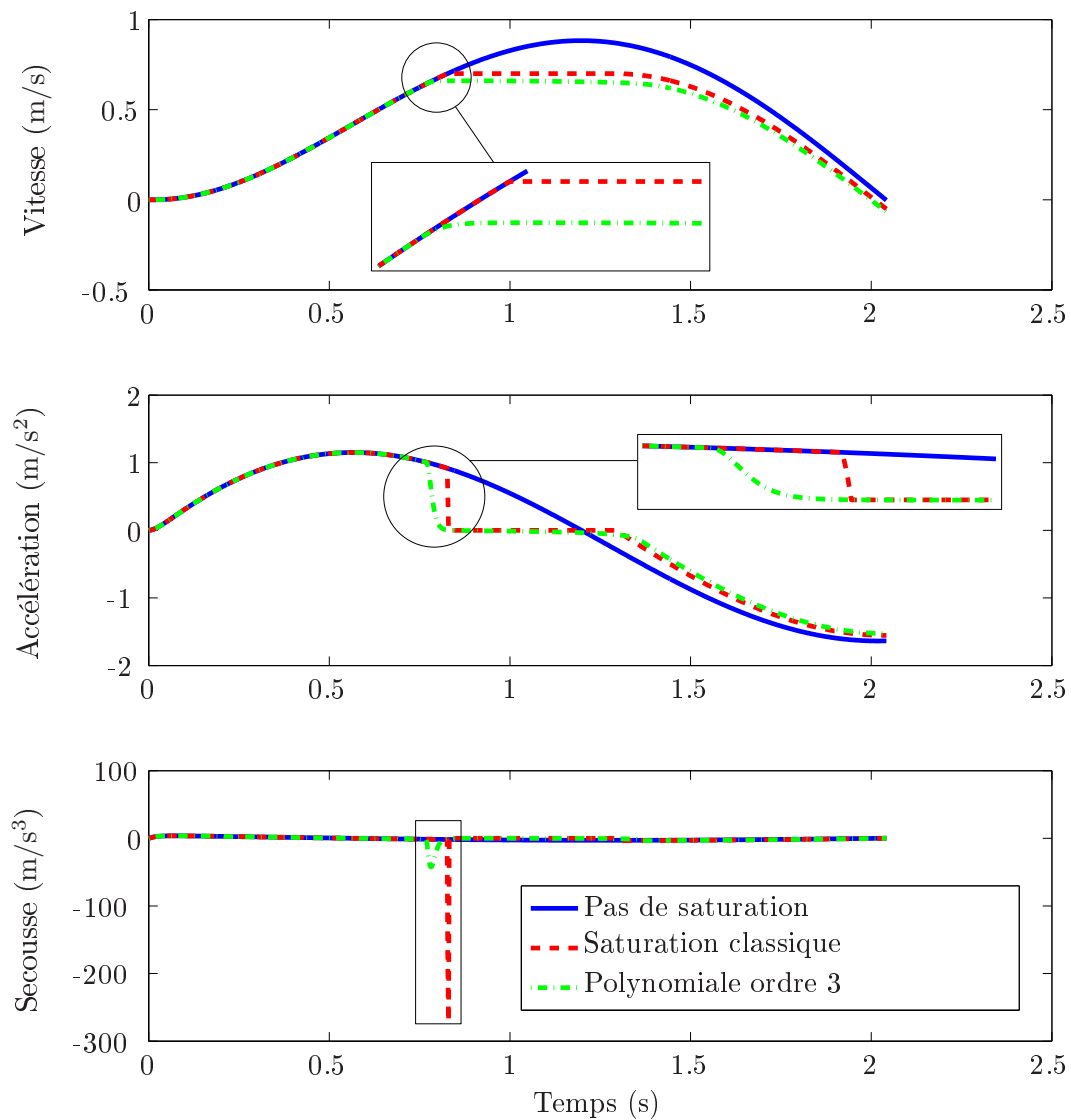


FIG. 1.16 – Vitesse, accélération et secousse désirées avec une saturation en vitesse en réponse à une force d'entrée de l'opérateur en forme de sinus.

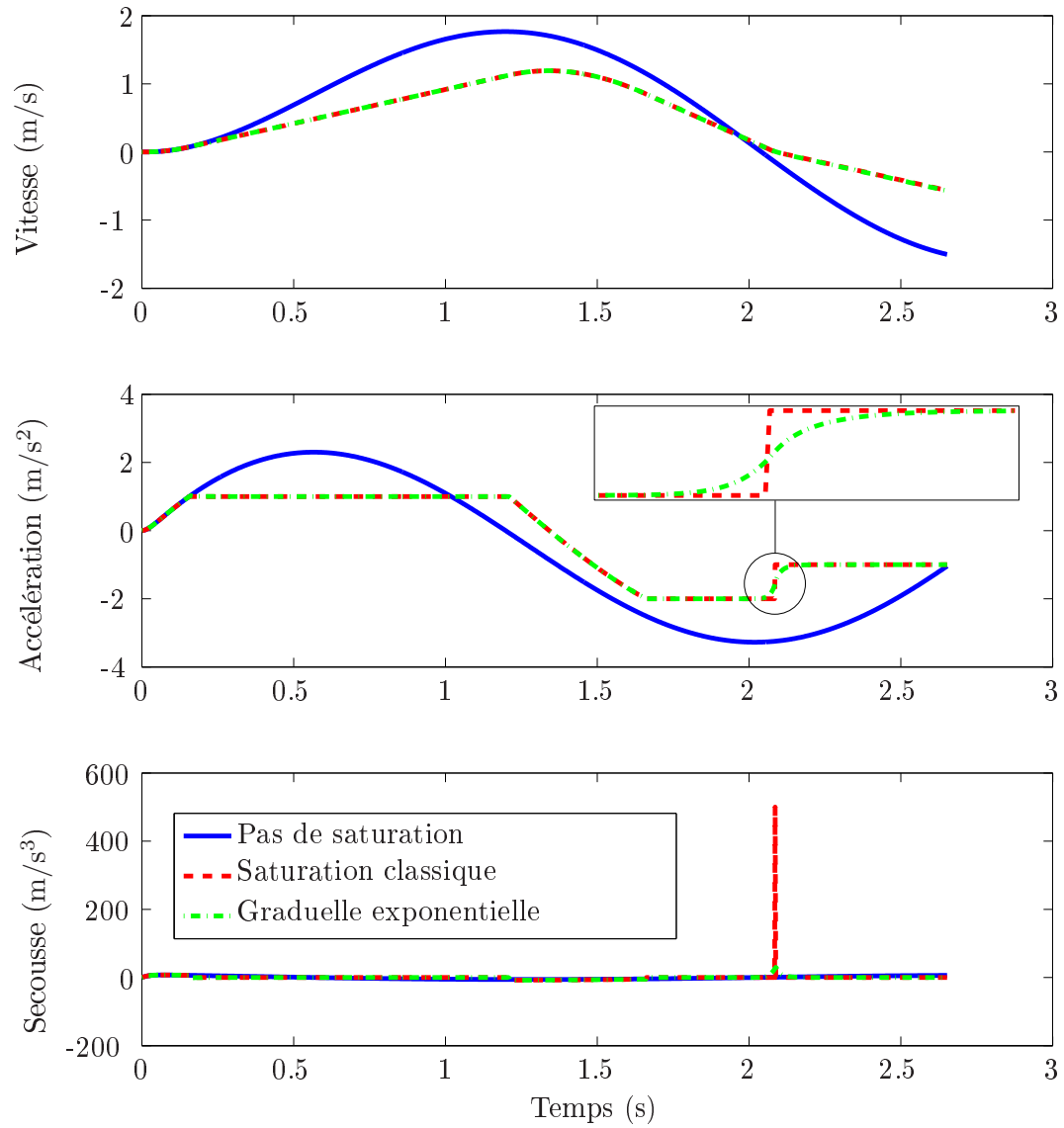


FIG. 1.17 – Vitesse, accélération et secousse désirées avec et sans limite graduelle de l'accélération.

1.5.4.3 Limite virtuelle

Une manière assez simple de mettre en oeuvre une limite virtuelle est de commander une vitesse désirée nulle si la position est plus grande qu'une limite donnée et que la vitesse est dans la direction de cette limite. Afin d'éviter que la limite virtuelle ne requière une accélération infinie ou très grande, une limite d'accélération pourrait être mise en oeuvre, quoi que ceci mènerait quand même à des profils d'accélération et de secousse abrupts. Une autre solution pourrait être de régler la force à zéro, tout en utilisant une limite de descente sur la force, et de choisir des paramètres d'admittance adéquats. Ces paramètres d'admittance peuvent aussi varier en fonction de la position du système et un terme de raideur peut aussi être ajouté.

1.5.5 Expérimentation

Afin de démontrer l'efficacité de l'algorithme de commande proposé, trois expérimentations ont été faites. La première consistait simplement à déplacer le système d'assistance en mode collaboratif et de comparer la performance de la commande PID avec celle du couple pré-calculé. La seconde consistait à réaliser un dessin avec les deux méthodes alors que la dernière demandait à l'opérateur de dessiner des cercles imaginaires. Une commande par admittance fixe a été utilisée pour les expérimentations.

1.5.5.1 Déplacement simple du système d'assistance

Cette expérimentation consistait à déplacer le système d'assistance afin de comparer l'amplitude de l'erreur et le bruit dans la commande, en utilisant la commande PID et la commande par couple pré-calculé. Pour le PID, les paramètres étaient $K_{Px} = 0,05$, $K_{Py} = 0,06$, et K_{Ix} , K_{Iy} , K_{Dx} et K_{Dy} étaient réglés à zéro tel qu'expliqué dans la section précédente. Pour la commande par couple pré-calculé, les gains de boucle étaient de $m_{Ix}K_{Px} = 0,04$ et $m_{Iy}K_{Py} = 0,04$ alors que les termes inertiels et de friction représentaient 90% des valeurs qui avaient été identifiés (Tab. 1.1). Avec la commande PID, il n'était pas possible d'augmenter les gains davantage car des vibrations ou l'instabilité apparaissaient. Avec la commande par couple pré-calculé, il est possible de varier la compensation de friction et inertielle et aussi le gain de boucle fermée K_P . En fonction de ces gains, l'erreur peut être réduite, aux dépens du bruit et de la variation rapide

de la commande.

Avec les paramètres sélectionnés, l'erreur de suivi en vitesse a été réduite d'environ 45% pour l'axe des X et de 32% pour l'axe des Y . L'amplitude du bruit dans la commande a été réduite d'environ 20% pour l'axe des X et de 33% pour l'axe des Y . Ces résultats sont montrés aux figures 1.18 et 1.19.

La figure 1.20 compare l'erreur de suivi obtenue avec les deux méthodes pour une vitesse de référence faible. Il est clair que les résultats sont bien meilleurs avec la commande par couple pré-calculé et cette amélioration était aussi évidente pour l'opérateur qui avait beaucoup plus de facilité à déplacer l'effecteur.

1.5.5.2 Dessin

L'expérimentation du dessin consistait pour l'opérateur à suivre un tracé très simple, fixé au sol, avec un crayon attaché à 1.4m de l'opérateur (tel qu'utilisé dans l'expérimentation précédente de la section 1.4.5.1 (Tâche de dessin) et montré à la figure 1.6). Les instructions étaient de minimiser le temps d'exécution tout en réduisant les dépassements. Les expérimentations ont été faites avec la commande PID et avec la commande par couple pré-calculé avec des paramètres d'admittance de ($c = 60Ns/m$ and $m = 36kg$). Six sujets, âgés entre 25 et 41 ans, ont participé et un temps de pratique avec le système leur était permis avant d'exécuter le tracé. Les sujets ne connaissaient pas la commande qui était appliquée et l'ordre était varié entre les sujets.

La figure 1.21 montre le temps requis pour accomplir la tâche de même que la distance des dépassements (longueur totale hors du parcours). Le temps pour accomplir la tâche est similaire alors que les dépassements ont été réduits de 32% en utilisant la commande par couple pré-calculé. Les sujets ont reportés qu'il était plus facile de faire de grandes accélérations et décélérations, qu'il était plus facile de changer de direction et que le comportement était meilleur pour des vitesses faibles. La figure 1.22 montre un exemple de force, de vitesse et d'accélération désirée et de commande enregistrées lors d'une des performance et la figure 1.6) montre un exemple de tracé.

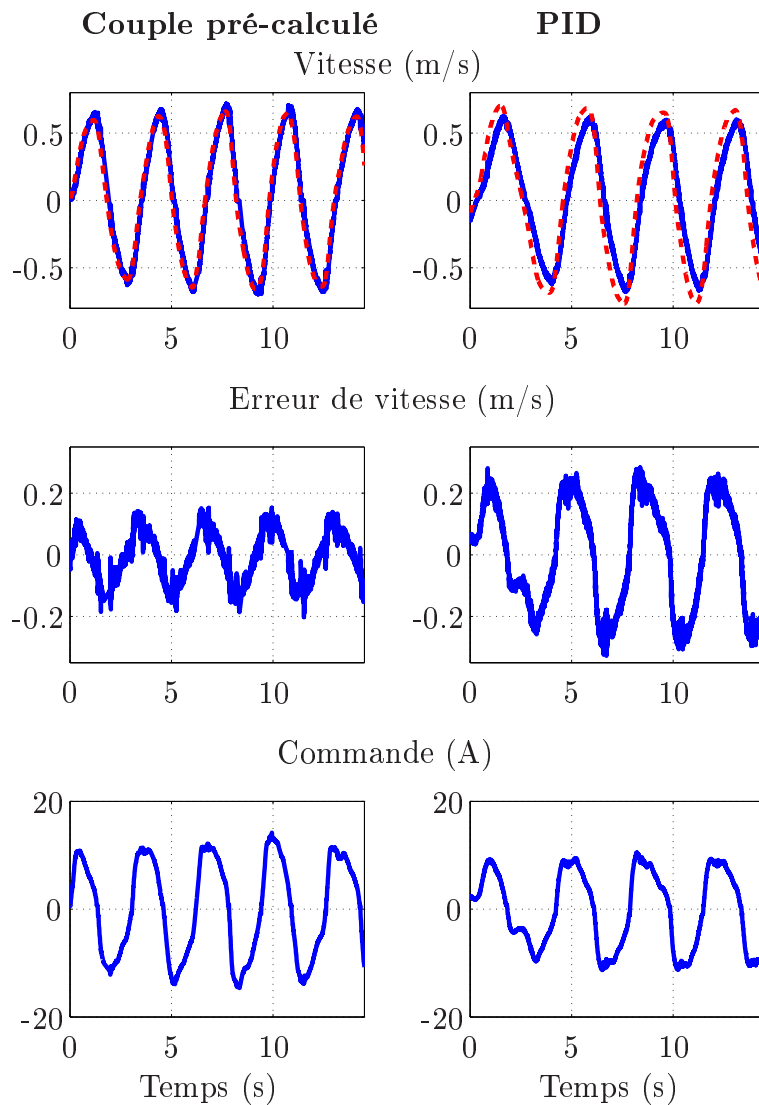


FIG. 1.18 – Comparaison de l'erreur de suivi en vitesse et du bruit dans la commande pour l'axe des X entre la commande PID et la commande par couple pré-calculé. La courbe pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la courbe pointillée rouge représente la vitesse désirée.

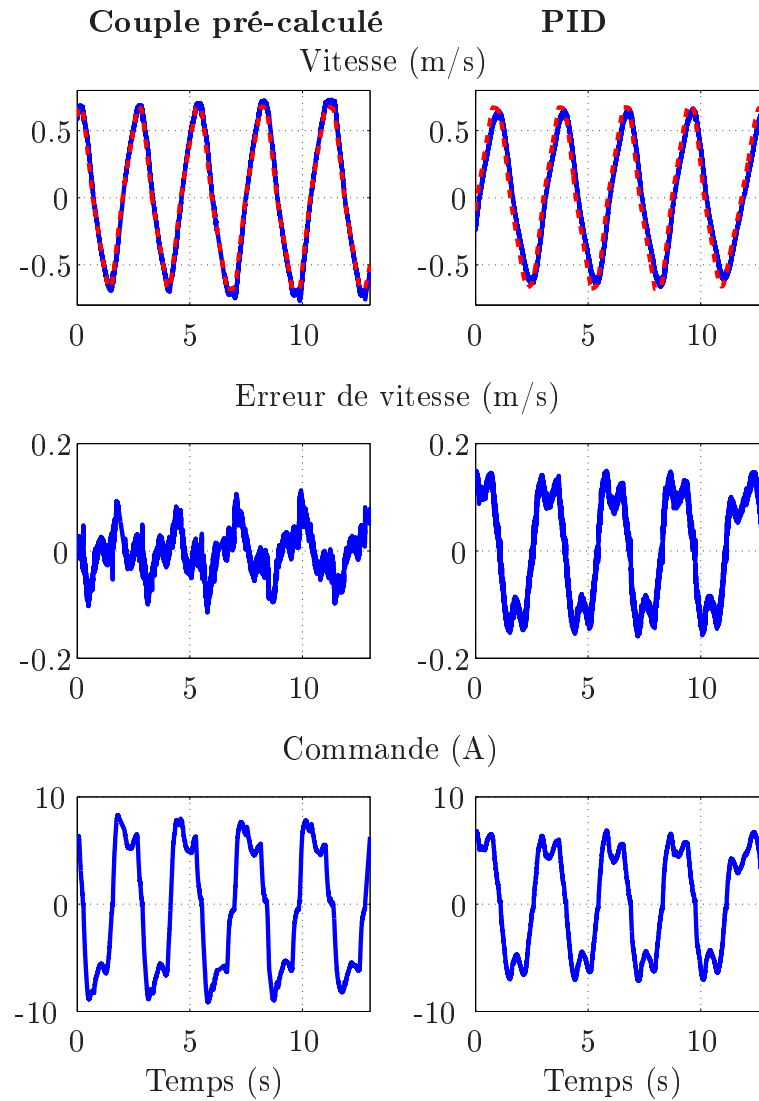


FIG. 1.19 – Comparaison de l’erreur de suivi en vitesse et du bruit dans la commande pour l’axe des Y entre la commande PID et la commande par couple pré-calculé. La courbe pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la courbe pointillée rouge représente la vitesse désirée.

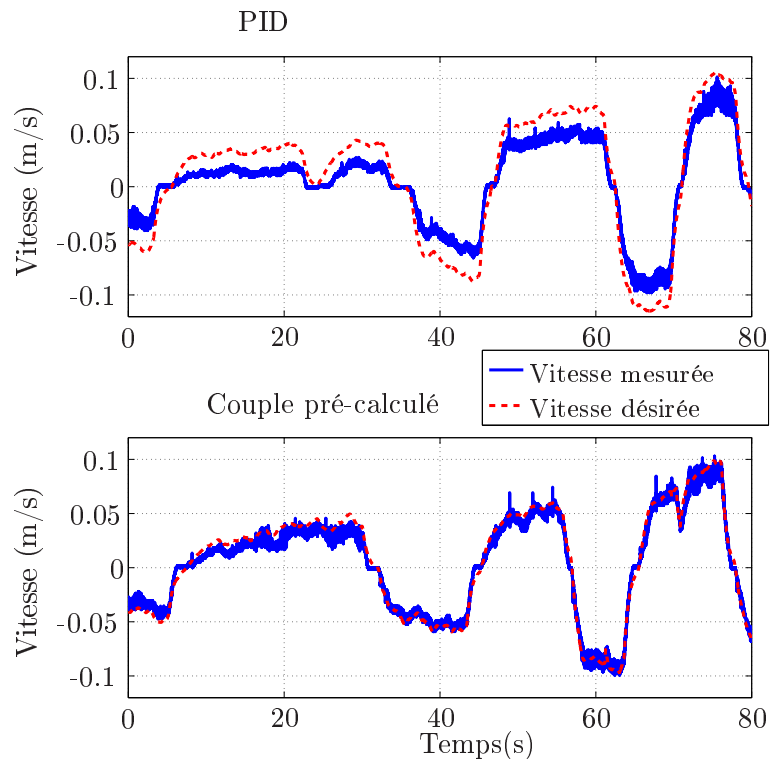


FIG. 1.20 – Comparaison du suivi en vitesse à faible vitesse.

1.5.5.3 Cercles

Pour la dernière tâche, il était demandé aux sujets de tracer des cercles horizontaux imaginaires. L'excentricité moyenne (petit axe sur grand axe) des cercles a été par la suite mesurée avec les données de position enregistrés et les résultats sont montrés à la figure 1.23.

L'excentricité moyenne était de 0,78 avec la commande PID alors qu'elle était de 0,89 avec la commande par couple pré-calculé, une amélioration de 14%. Les sujets ont aussi rapportés qu'il était plus facile d'exécuter des cercles étant donné qu'il était plus facile de changer de direction avec la commande par couple pré-calculé.

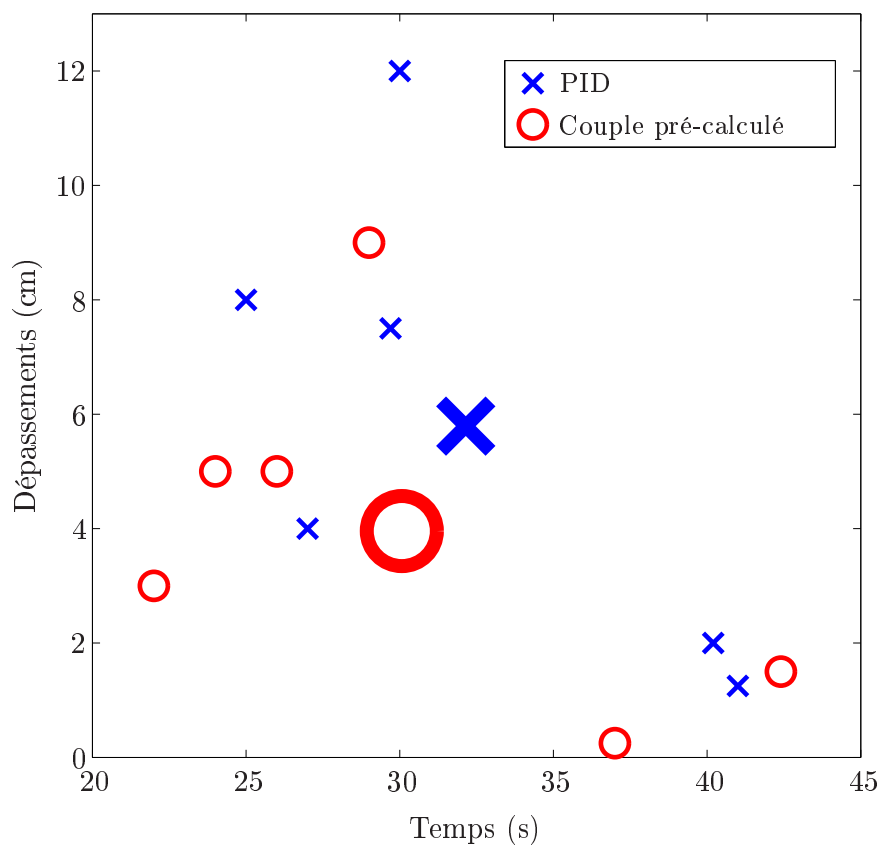


FIG. 1.21 – Distance des dépassements et temps requis pour compléter la tâche.

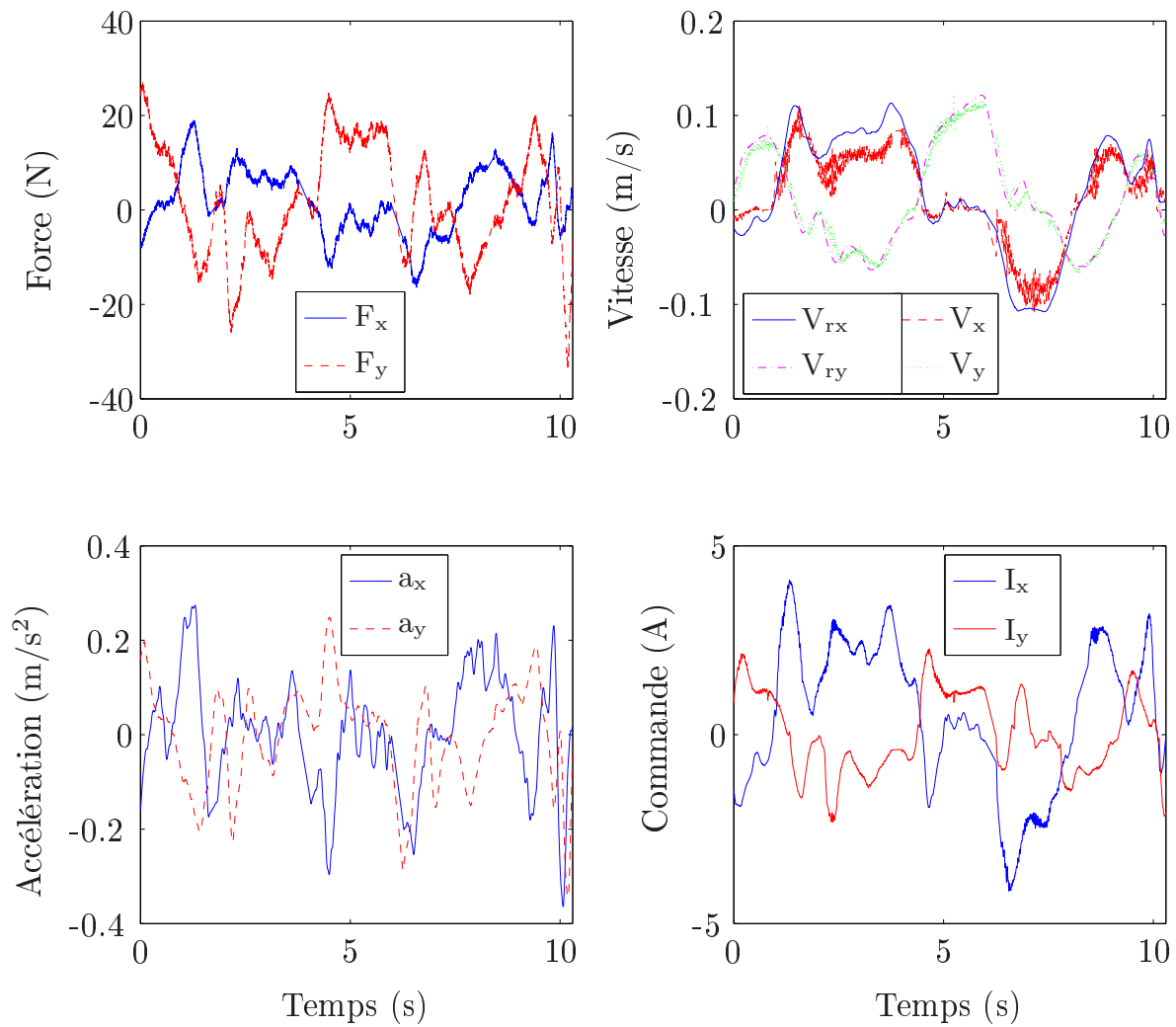


FIG. 1.22 – Exemple de résultats avec la commande par couple pré-calculé lors d'un tracé.

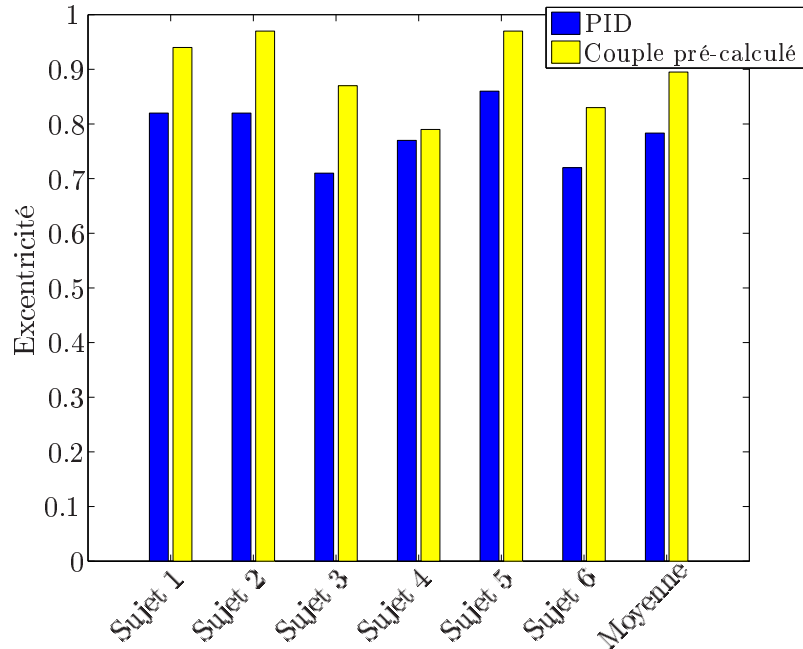


FIG. 1.23 – Comparaison des excentricités de cercles.

1.6 Structure semi-rigide et système poignée sur la charge

Dans cette section, une structure semi-rigide est utilisée afin d'attacher la charge (136kg), ce qui mène à une plus grande flexibilité et demande moins de précision en terme de positionnement pour prendre une charge, comparativement à un effecteur rigide qui est normalement utilisé.

Les systèmes d'assistances intelligents sont souvent munis d'une poignée sensible qui est souvent loin de la charge et de la tâche. Ceci a mené au développement de solutions *mains sur la charge* tel que présentés à la section II de la thèse. Le concept proposé ici est d'attacher la poignée sensible sur la charge afin que l'opérateur puisse avoir un meilleur angle de vue en étant près de la charge, ce qui favorise l'intuitivité du système. De plus, en utilisant la poignée sensible, les forces requises par l'opérateur restent faibles, même si la charge est très lourde, ce qui n'est pas nécessairement le cas avec les systèmes présentés à la section II.

La structure semi-rigide est premièrement présentée, suivie du concept de poignée sur la charge. Une commande par admittance tel que présentée dans ce chapitre a été

utilisée dans le système expérimental et une vidéo des expérimentations est disponible (“1_IAD_PoigneeCharge.avi”). Il faut aussi noter que ces deux concepts avaient été développés avant mon arrivée et que le prototype avait été conçu par Simon Foucault. Ma contribution a été d’adapter la commande, de régler des problèmes pratiques de commande et de faire les expérimentations.

1.6.1 Structure semi-rigide

La structure semi-rigide proposée est une union entre un effecteur rigide et un effecteur sous-contraint, c’est-à-dire qu’une structure rigide est utilisée et celle-ci est reliée à la charge via des câbles, tel que montré aux figures 1.24(a) et 1.24(b). L’avantage d’utiliser une structure semi-rigide est que ceci mène à une plus grande flexibilité et demande moins de précision en terme de positionnement, contrairement à un effecteur rigide où la précision est très importante. Par rapport à un effecteur complètement sous-contraint, l’avantage est qu’une poignée sensible peut facilement être utilisée et que des moments peuvent être repris par l’effecteur.

Différentes configurations peuvent être utilisées, tel que montré à la figure 1.25. La première configuration (figure 1.25(b)) a été choisie car elle menait à une meilleure stabilisation de la charge en pratique.

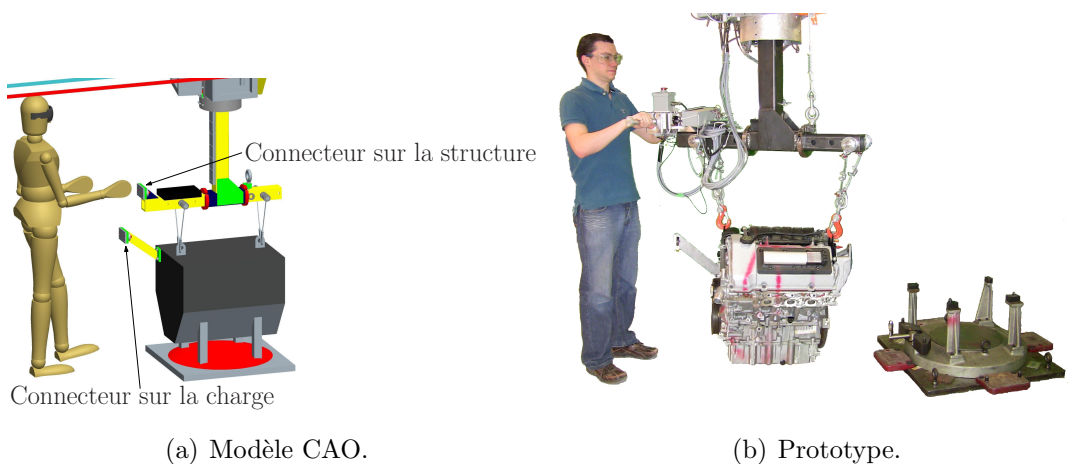
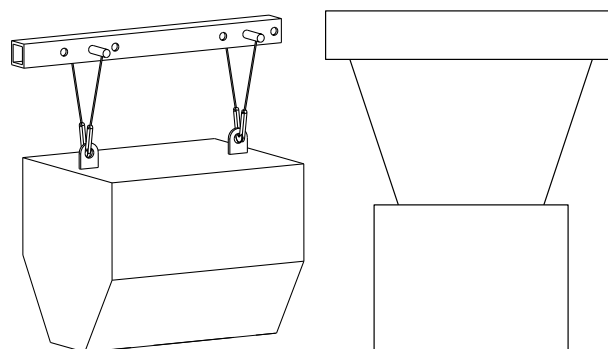
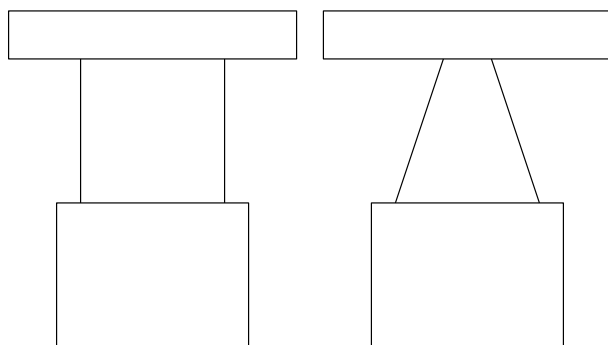


FIG. 1.24 – Structure semi-rigide avec poignée sur la structure.



(a) Modèle CAO 3D de l'effecteur. (b) Première configuration.



(c) Deuxième configuration. (d) Troisième configuration.

FIG. 1.25 – Effecteur : configurations possibles.

1.6.2 Poignée sur la charge

Le second concept, tel que montré à la figure 1.26, consistait à placer la poignée sur la charge. Une solution similaire a été utilisée pour d'autres raisons dans [Wojtara et collab. \(2009\)](#). En étant proche de la charge, ceci permet à l'opérateur d'avoir une bonne vue de la tâche à effectuer. Il doit cependant placer ses mains sur une partie spécifique de la charge, soit la poignée sensible. Cette solution reste cependant intéressante car en utilisant la poignée, les forces requises par l'opérateur restent faibles, même pour une charge importante, ce qui n'est pas nécessairement le cas avec les systèmes présentés à la section II. Il faut aussi noter que ce concept est indépendant de l'effecteur semi-rigide, c'est à dire qu'elle peut aussi être utilisée avec un effecteur rigide ou sous-contraint (l'algorithme de commande pourrait alors différer).

Bien que la transition ne soit pas si longue, un désavantage du système poignée sur la charge est le besoin de connecter/déconnecter la poignée sensible à chaque fois que la charge change. Un autre désavantage est le besoin de connaître l'orientation de la poignée par rapport à la structure. Il n'y a pas de problème si elle est connectée à une orientation connue (comme considéré dans l'expérimentation). Autrement, un compas électronique, des accéléromètres ou un mécanisme passif pourraient être utilisés afin d'obtenir l'orientation de la poignée. Finalement, dans l'expérimentation, les câbles de la structure semi-rigide utilisés étaient courts, la fréquence naturelle des oscillations était donc élevée, ce qui est moins intuitif pour l'opérateur étant donné que celui-ci ressent les oscillations lorsque la poignée est connectée à la charge. Ce problème n'apparaîtrait pas avec un effecteur rigide ou avec un effecteur sous-contraint qui aurait une plus grande longueur, tel un simple câble.

Les figures 1.27 et 1.28 présentent des résultats obtenus respectivement avec la poignée sur la structure et la poignée sur la charge. Il peut être observé que la vitesse suit bien la consigne et les intentions de l'opérateur.

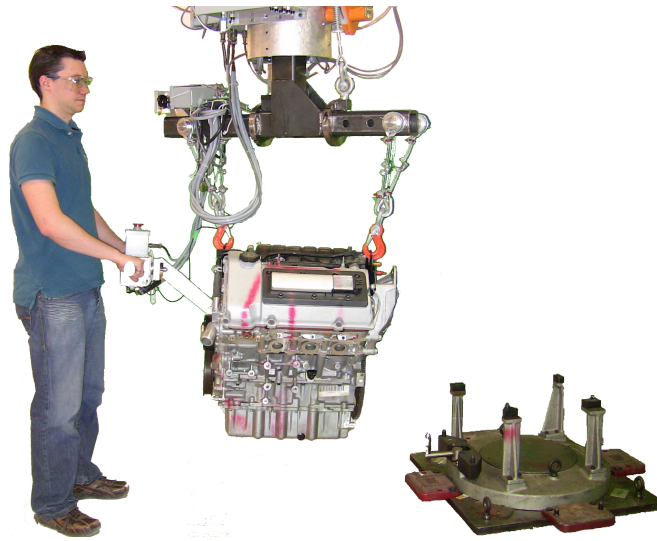


FIG. 1.26 – Poignée sur la charge.

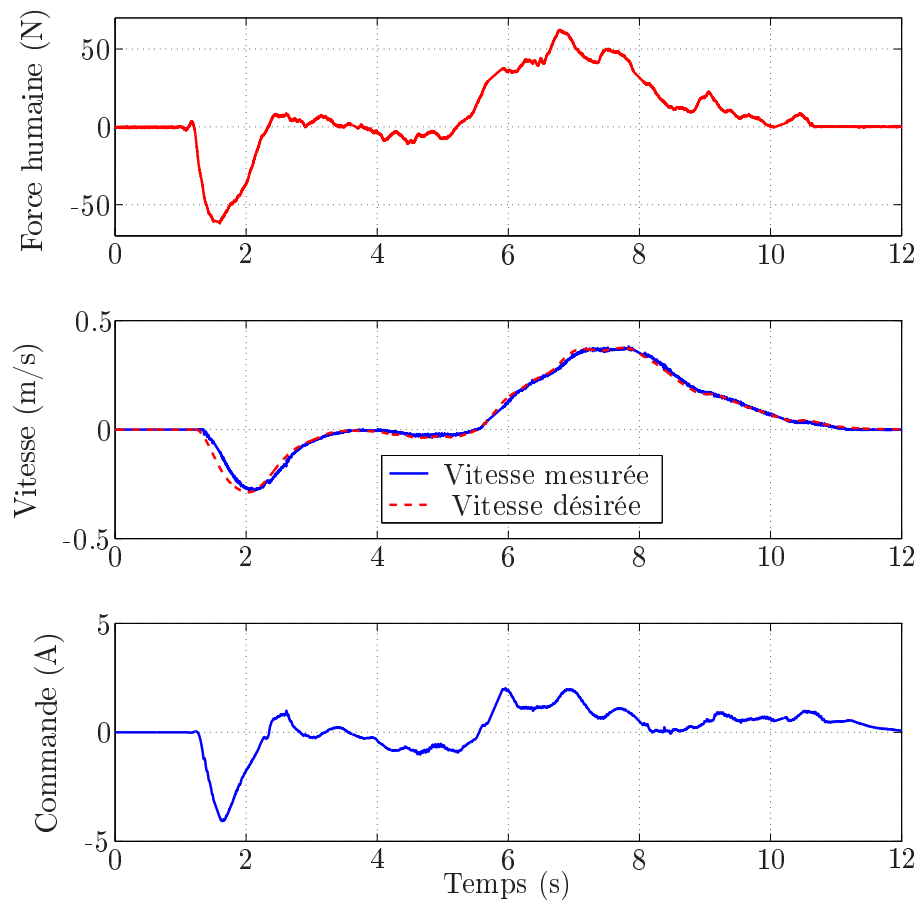


FIG. 1.27 – Données obtenues avec la poignée sur la structure.

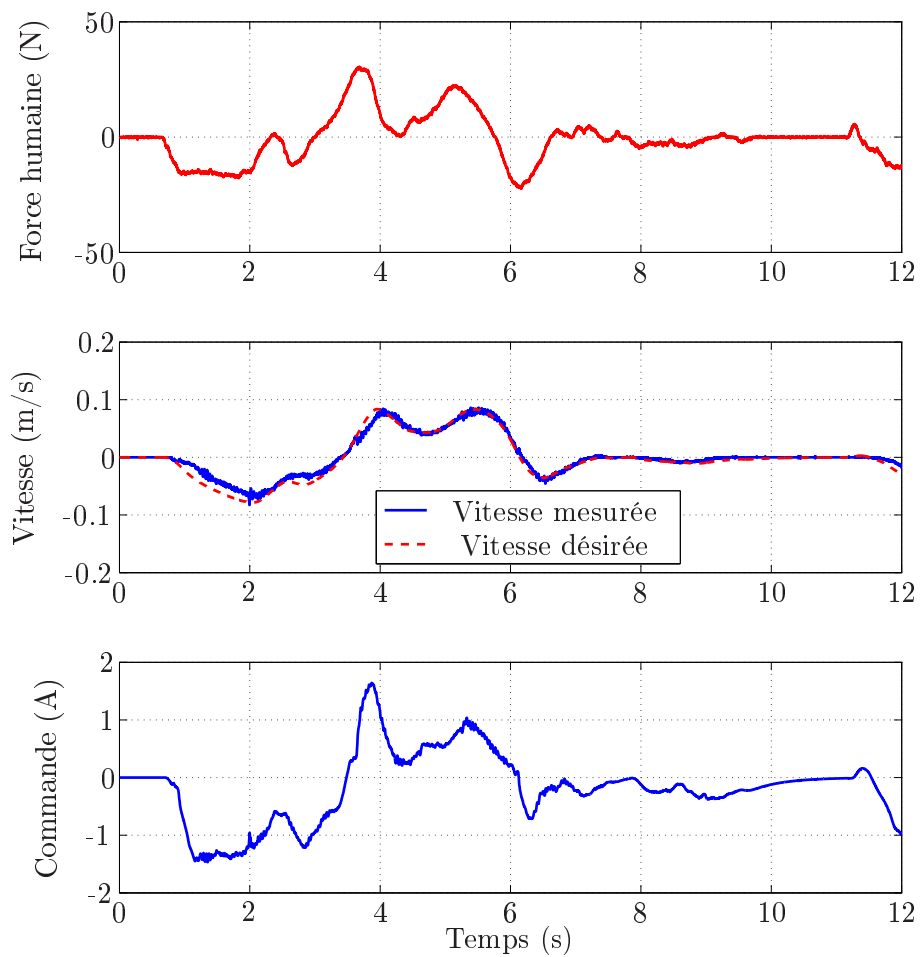


FIG. 1.28 – Données obtenues avec la poignée sur la charge.

1.7 Prototype

Le robot utilisé pour les expérimentations de ce chapitre (et qui sert de base pour les expérimentations des chapitres 3 et 4) est un système d'assistance intelligent, tel que décrit dans [Gosselin et collab.](#)) et montré à la figure 1.29. Celui-ci a quatre degrés de liberté, soit les translations dans toutes les directions (XYZ) et une rotation (θ) autour de l'axe vertical. Selon [Colgate et collab. \(2003\)](#), les IADs sont des outils contrôlés par ordinateur qui permettent aux opérateurs de production de soulever, bouger et positionner des charges rapidement, précisément et de manière sécuritaire. Le prototype a une masse mobile d'approximativement $500kg$ dans la direction de l'axe X et de $325kg$ dans la direction de l'axe Y . De plus, la charge peut varier entre 0 et $113kg$. L'espace de travail plan est de $3,3m \times 2,15m$ alors que la plage de mouvement verticale est de $0,52m$ alors que la plage de mouvement en rotation autour de l'axe vertical est de 120° . Un mécanisme parallèle est utilisé afin d'actionner le prototype, ce qui permet aux actionneurs d'être fixés à la base, réduisant ainsi la masse mobile et les couples requis. Des courroies de transmission sont utilisées ([Laliberté et collab., 2010](#)) ce qui réduit la raideur et augmente la sécurité, similairement aux actionneurs élastiques en séries ou "series elastic actuators" (SEAs) ([Pratt et Williamson, 1995](#)). De plus, tous les axes sont découplés ce qui simplifie la commande et réduit la puissance requise. Un effecteur en forme de C est utilisé pour réduire l'inertie en rotation ce qui réduit donc la puissance requise pour effectuer des rotations autour de l'axe θ . Un équilibrage statique variable basé sur des contrepoids est utilisé pour les déplacements verticaux, ce qui réduit considérablement la puissance requise pour l'axe vertical. Un capteur de force/couple basé sur des photo-interrupteurs est utilisé, ce qui fournit un signal de grande précision et robustesse à un faible coût. Les avantages principaux de ces capteurs sont qu'ils mesurent un déplacement sans contact, que le ratio entre le signal et le bruit est excellent et qu'il n'y a pas de dérive. Trois modes d'opération sont possibles : des mouvements autonomes, des mouvements manuels non motorisés et des mouvements interactifs (coopération). Dans cette thèse, seul le dernier est traité car les autres sont considérés comme bien maîtrisés. Le contrôleur est implanté en utilisant un ordinateur QNX temps réel avec une période d'échantillonnage de $2ms$. Les algorithmes de commande sont programmés en utilisant les logiciels simulink/RT-LAB.

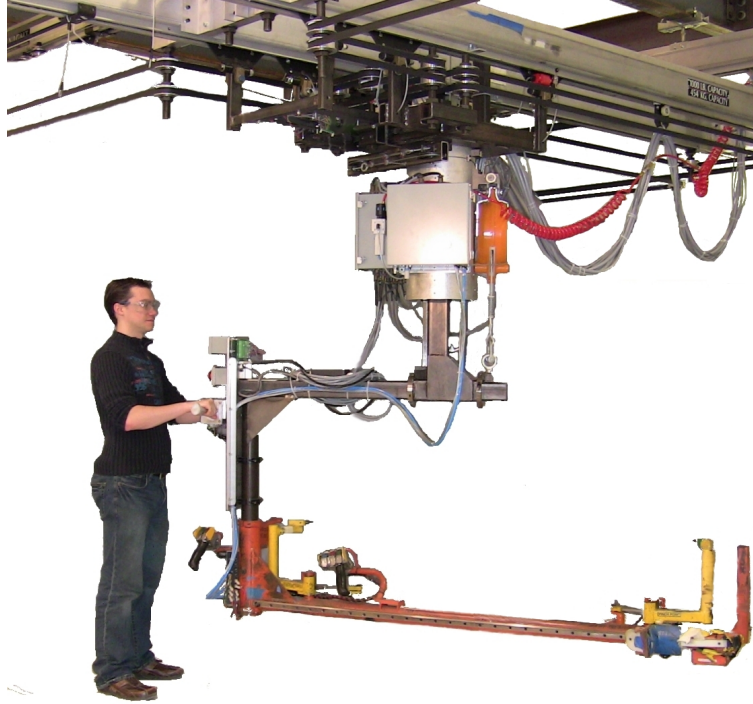


FIG. 1.29 – Prototype du système d’assistance intelligent à 4 ddl.

1.8 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons traité de la commande des systèmes d’interaction physique humain-robot et visé des aspects d’intuitivité, de performance, d’ergonomie et de stabilité. Dans un premier temps, la commande par impédance et la commande par admittance classique ont été présentées. Par la suite, une commande par admittance variable a été proposée. Celle-ci consiste à détecter les intentions de l’humain et à faire varier les paramètres d’admittance en ligne afin d’aider l’opérateur à accomplir la tâche voulue. Il est ainsi possible d’éliminer les compromis inhérents à la commande par admittance fixe, soit de pouvoir facilement accomplir des mouvements précis aussi bien que des mouvements impliquant de grande accélération. Différentes expérimentations ont permis de démontrer la validité de l’algorithme. Une commande par couple pré-calculé adaptée à la commande par admittance, considérant les effets de saturations et comprenant l’identification du système, a été présentée et avantageusement comparée à la commande PID. Finalement, un système poignée sur la charge et un système muni d’un effecteur semi-rigide ont été proposés. Bien que des aspects pratiques de stabilité inhérents à la commande par admittance ait été présentés, il serait intéressant de bien comprendre les fondements du phénomène et de pouvoir le modéliser — pour bien

concevoir de futurs robots par exemple — et c'est ce que le chapitre suivant se propose d'expliquer.

“Le génie, c'est un pour cent d'inspiration et 99 pour cent de transpiration.”

- Thomas Edison.

Chapitre 2

Modélisation et stabilité théorique

“I don’t know if our scientific equations correspond with reality, because I don’t know what reality is. All that matters to me is that theory predicts the results obtained by the measurements.”

- S. Hawking

Ce chapitre présente, de manière théorique et pratique, des aspects concernant les vibrations, la stabilité et la transparence qui sont inhérents à la commande par admittance. Bien

que des aspects pratiques de stabilité aient été présentés au chapitre précédent, il serait intéressant de bien comprendre les fondements du phénomène et de pouvoir le modéliser pour, par exemple, bien concevoir de futurs robots ou pour simuler des systèmes d'interaction. Quatre modèles sont développés, analysés et comparés à des résultats expérimentaux.

2.1 Introduction

Bien que le problème de stabilité inhérent à la commande par impédance ait été beaucoup exploré (Jung, 1999; Zeng, 1997; Surdilovic, 2007; Chien, 2004), peu d'études se sont penchées sur la commande par admittance (Tsumugiwa et collab., 2004; Duchaine et Gosselin, 2008, 2009). De plus, les résultats obtenus par ces dernières ne correspondent pas aux observations obtenues par Linde (2003); Lammertse (2004) et ceux que nous avons obtenus expérimentalement avec plusieurs de nos prototypes.

Ce chapitre présente des études théoriques, des simulations et des résultats expérimentaux en lien avec la stabilité des systèmes commandés via une commande par admittance. L'objectif est d'évaluer différents modèles pour fins de simulation ou de conception de systèmes d'interaction physique humain-robot (IpHR). Le défi est d'augmenter la transparence afin d'obtenir une meilleure interaction et de réduire les vibrations pouvant être détectées par l'opérateur. Cette étude a été faite en considérant des paramètres virtuels fixes et pourrait être étendue pour inclure des paramètres variant dans le temps tel que présenté au chapitre précédent.

Les définitions suivantes vont aider à comprendre les concepts décrits dans ce chapitre :

- La perception des vibrations par l'humain réfère aux vibrations perçues par l'opérateur et avec lesquelles il n'est pas confortable de coopérer (grandes amplitudes et/ou fréquences) (Jones, 2008).
- La transparence réfère à la capacité du contrôleur à éliminer les imperfections mécaniques (telles que l'inertie, la friction, le "backlash" et les vibrations) de sorte que la charge et le mécanisme soient cachés et ainsi permettre à un modèle (impédance, admittance ou autres) d'être rendu à l'utilisateur (MacLean, 2008).

La première section présente les résultats expérimentaux obtenus sur le système d'assistance humaine. La seconde section présente des résultats théoriques basés sur des fonctions de transfert de modèles et des simulations. Finalement, les résultats expérimentaux et théoriques sont comparés. Soulignons l'apport du professeur Martin J.D. Otis qui a contribué à la revue de littérature, à l'analyse des résultats et via ses suggestions avisées.

2.2 Résultats expérimentaux

La masse minimale pouvant être rendue par le système d'assistance humaine a été déterminée expérimentalement pour les axes X et Y et les résultats sont montrés à la figure 1.2. La ligne séparant les deux zones sur la figure a été obtenue en abaissant la masse virtuelle jusqu'à ce que l'opérateur sente un certain niveau heuristique de vibrations avec lesquelles il n'est pas confortable de coopérer. Ce test incluait des interactions douces, des interactions où la force variait rapidement et des interactions où l'opérateur était rigide. Lors de ce test, il faut noter qu'il faut s'assurer que les vibrations ne soient pas dues au contrôleur de vitesse bas niveau. De ces figures, il peut être observé qu'il existe un amortissement virtuel critique ($60Ns/m$ dans le cas présent) en deçà duquel il devient très difficile de rendre une dynamique rapide. De plus, le ratio minimal entre la masse virtuelle et l'amortissement virtuel semble se stabiliser pour un amortissement virtuel croissant. Les contraintes de stabilité sont plus grandes pour l'axe des X que pour l'axe des Y dû à une plus grande inertie et une moins grande raideur de la transmission pour l'axe des X .

Il a été clairement démontré expérimentalement, avec différents mécanismes, qu'il existe une masse minimale que le système peut rendre. En dessous de cette masse, des vibrations ou de l'instabilité peuvent se produire, surtout si l'opérateur ou l'environnement est raide (un environnement raide est reconnu comme favorisant l'apparition de vibrations ou d'instabilité). Il a aussi été montré qu'il était possible de rendre des masses très élevées même avec un environnement raide. Ces résultats concordent avec ceux présentés dans [Linde \(2003\)](#); [Lammertse \(2004\)](#). Cependant, ces travaux ne font que déclarer ces résultats sans explications ou données expérimentales. D'autres travaux ([Tsumugiwa et collab., 2004](#); [Duchaine et Gosselin, 2008, 2009](#)) ont étudié le problème théorique mais arrivent à des conclusions qui semblent opposées, c'est-à-dire qu'il

n'existe pas de masse minimale mais plutôt qu'il existe une masse maximale. Tous ces travaux s'entendent cependant pour dire qu'augmenter l'amortissement virtuel diminue les performances du système mais réduit la perception des vibrations. Nos résultats expérimentaux montrent aussi qu'il n'est pas intuitif de coopérer avec un ratio de masse virtuelle sur amortissement virtuel élevé car une fois le mouvement commencé, il est difficile de décélérer et d'amener le système à l'arrêt.

2.3 Résultats théoriques

Les prochaines sections présentent un modèle simple et un modèle détaillé afin d'analyser le problème de vibration et d'instabilité inhérent à la commande par admittance. Pour y arriver, différents outils tels que le plan de Laplace, le critère de stabilité de Routh-Hurwitz et des simulations sont utilisés.

2.3.1 Modèle simple

Le premier modèle considère un contrôleur et un mécanisme transparent (la commande par admittance est capable de rendre parfaitement la dynamique désirée). Une fonction de transfert notée *imperfections* est aussi ajoutée afin de représenter l'effet du filtrage, des imperfections de la commande et des petits délais.

2.3.1.1 Opérateur en boucle ouverte

Le premier modèle suppose que l'opérateur est en boucle ouverte avec le système, c'est-à-dire qu'il applique une force indépendamment du mouvement du robot. Le modèle est montré à la figure 2.1 où s est la variable de Laplace, m est la masse virtuelle, c est l'amortissement virtuel, f_H est la force d'interaction (c'est-à-dire la force appliquée par l'opérateur), x est la position, x' est un résultat intermédiaire et T est une constante.

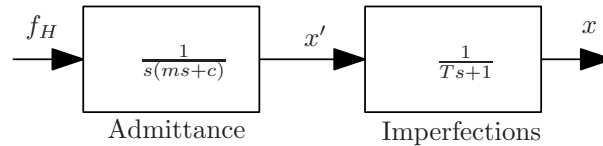


FIG. 2.1 – Modèle simple considérant l’opérateur en boucle ouverte.

La fonction de transfert est :

$$\frac{V(s)}{F_H(s)} = \frac{1/c}{\left(\frac{m}{c}s + 1\right)(Ts + 1)} \quad (2.1)$$

où $V(s)$ est la transformée de Laplace de v , la vitesse (la dérivée temporelle de x) et F_H est la transformée de Laplace de f_H .

Pour une entrée donnée, la vitesse en régime permanent est plus faible pour un amortissement virtuel plus grand. Par ailleurs, la masse virtuelle a l’effet d’un filtre passe-bas : le bruit du capteur de force et les grandes variations de la force d’interaction sont ainsi filtrées. Cependant, si la masse est trop grande, la coopération n’est plus intuitive car une fois le mouvement commencé, il est difficile de l’arrêter. Ce modèle nous aide à comprendre grossièrement le comportement du système lorsque l’opérateur interagit de manière douce avec le système, sans être raide.

2.3.1.2 Opérateur en boucle fermée

Le second modèle suppose que l’opérateur est raide et agit donc comme un ressort. Ceci simule en même temps l’effet d’un environnement général raide. Le modèle est montré à la figure 2.2 où m est la masse virtuelle, c est l’amortissement virtuel, f_H est la force d’interaction (c’est-à-dire la force appliquée par l’opérateur), K_H est la raideur de l’opérateur, x_{hd} est la position désirée par l’opérateur (qui est réglée à zéro dans les simulations) et T est une constante.

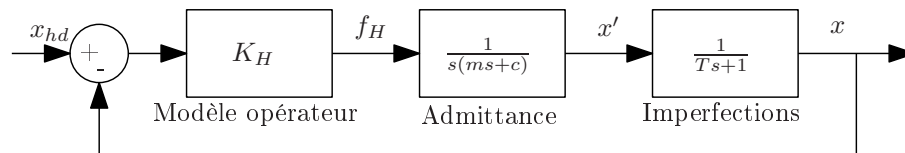


FIG. 2.2 – Modèle simple considérant l’opérateur en boucle fermée.

La fonction de transfert est :

$$\frac{V(s)}{F_H(s)} = \frac{s}{mTs^3 + (cT + m)s^2 + cs + K_H}. \quad (2.2)$$

Critère de stabilité de Routh-Hurwitz

L'analyse de stabilité est démontrée avec une analyse du déplacement des pôles de la fonction de transfert en boucle fermée dans le domaine de Laplace et du critère de Routh-Hurwitz. En appliquant ce dernier critère à l'équation (2.2), la condition

$$c^2T + cm - mTK_H = m(c - TK_H) + c^2T > 0 \quad (2.3)$$

est obtenue afin que le système soit stable. Pour un amortissement, des imperfections et une raideur constante, trois cas sont possibles et déterminés en isolant la masse m lorsque l'équation (2.3) est égalée à zéro : (1) $c - TK_H = 0$ (2) $c - TK_H > 0$ et (3) $c - TK_H < 0$. Pour les deux premiers cas, les pôles sont dans le plan gauche de Laplace pour n'importe quelle masse virtuelle. Dans le troisième cas, la masse virtuelle devrait être

$$m < \frac{c^2T}{TK_H - c} \quad (2.4)$$

afin que le système soit stable. Par exemple, pour des valeurs réalistes de $c = 20Ns/m$, $T = 0,1$, $K = 550N/m$, $m < 1,14kg$ est obtenue. Pour le cas (2), obtenu à partir d'une bonne conception de l'amortissement virtuel, nous pouvons apprendre qu'une plus grande masse mène à un système plus sous-amorti, sans toutefois passer au demi-plan droit tel que montré à la figure 2.3. Le point de départ est représenté par un cercle et les paramètres varient en direction du carré. Il faut noter que les graphiques de pôles dans ce chapitre montrent l'évolution des pôles par rapport à un paramètre qui varie mais ne représentent toutefois pas le lieu des racines classique. L'évolution des pôles de ce système est très similaire à un vrai système masse-amortisseur-ressort. Il y a donc en quelque sorte une masse maximale au-dessus de laquelle il n'est pas intuitif de collaborer car une fois le système parti, il est difficile de l'arrêter. En pratique, ces oscillations sont à très faible fréquence et l'opérateur est capable de les contrôler. Lorsque la masse virtuelle augmente, la fréquence naturelle et le ratio d'amortissement diminuent de manière asymptotique puis se stabilisent, tel que montré à la figure 2.4. Pour une masse virtuelle faible, le système est plus amorti, mais à des fréquences plus élevées. Même si le ratio d'amortissement est alors plus grand, le résultat est pire étant donné que la fréquence des vibrations est grande, que ceci devient donc inconfortable et plus difficile à contrôler par l'opérateur et que ceci pourrait exciter des termes dynamiques non modélisés. De plus, une masse virtuelle plus élevée diminue l'impact du bruit du capteur de force.

Pour le cas (3) ($c - TK < 0$), l'évolution des pôles est montré à la figure 2.5.

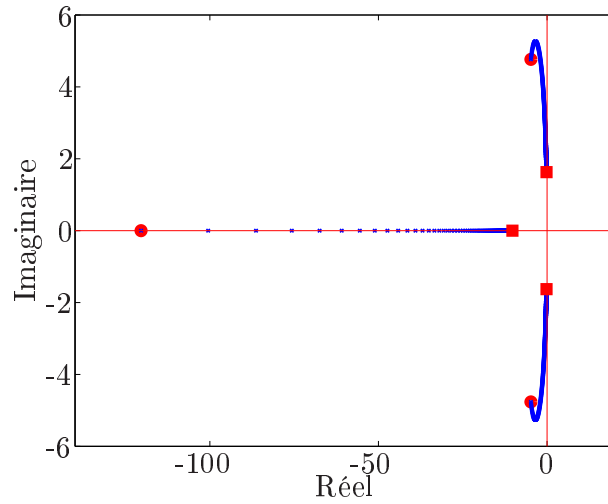


FIG. 2.3 – Pôles pour le modèle simple considérant l'opérateur en boucle fermée pour le cas (2) avec une masse virtuelle variant entre $1kg$ (cercle) et $200kg$ (carré). $c = 120$, $T = 0,1$ et $K_H = 550$.

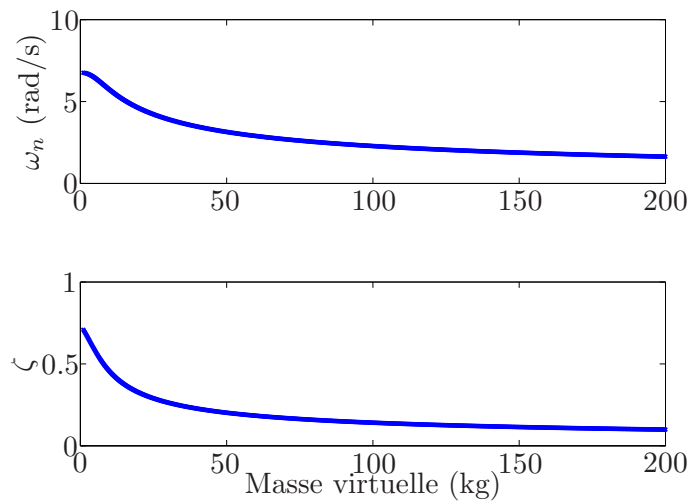


FIG. 2.4 – Modèle simple considérant l'opérateur : fréquence naturelle et ratio d'amortissement pour le pôle sous-amorti vs masse virtuelle variant entre $1kg$ et $200kg$. $c = 120$, $T = 0,1$ et $K_H = 550$.

Certains pôles se retrouvent dans le demi-plan droit, sauf sous une masse virtuelle donnée. Dans cet exemple, la masse critique est de $1,14kg$ et la masse virtuelle devrait être plus faible que cette valeur pour que le pôle soit dans le demi-plan gauche, c'est-à-dire théoriquement stable. [Duchaine et Gosselin \(2008\)](#) utilisent cette région afin de déterminer en ligne la masse ou l'amortissement virtuel critique à appliquer afin d'être dans cette région stable. L'objectif est ainsi de rendre un contrôle stable dans le cas $c - TK_H < 0$. Cependant, il est dit dans [Linde \(2003\)](#); [Lammertse \(2004\)](#) que la masse minimale pouvant être rendue par un système d'admittance est d'environ une fraction entre six et dix fois la masse réelle et ceci correspond aussi à notre expérience. Étant donné que la masse du système d'assistance est de $500kg$, la règle du pouce tend à montrer que la masse critique minimale serait d'environ $50kg$, bien plus que la valeur de $1.14kg$ trouvée précédemment. En pratique, il ne serait pas possible de rendre une masse aussi faible car le contrôleur ne serait pas capable de réagir suffisamment rapidement et que des termes d'ordre supérieurs non modélisés seraient excités. Même s'il serait possible de rendre une masse très faible avec un autre robot, ce ne serait pas faisable en pratique car les pôles obtenus dans le demi-plan gauche à la figure 2.5 correspondent à une fréquence très élevée et sous-amortie et des vibrations importantes seraient perçues en pratique. Bien qu'une zone stable existe en théorie pour le cas (3), celle-ci n'est pas utilisable car il ne serait pas possible d'atteindre cette zone et même si elle pouvait être atteinte, la réponse serait très sous-amortie et l'opérateur ressentirait des vibrations importantes.

Il est donc proposé ici de modifier la masse et l'amortissement virtuel afin de demeurer dans le cas (2) avec une réponse douce car la coopération ne doit pas seulement être stable mais doit aussi être intuitive et libre de vibrations. Ce modèle nous a permis d'apprendre qu'il existe un amortissement virtuel en-dessous duquel le système est instable mais il n'a pas montré l'existence d'une masse minimale tel qu'obtenu dans les expérimentations et dans la littérature ([Linde, 2003](#); [Lammertse, 2004](#)). Bien que ce modèle simple puisse être utilisé en tant que guide, il ne représente pas suffisamment bien la réalité. Un modèle détaillé est donc présenté dans la section suivante.

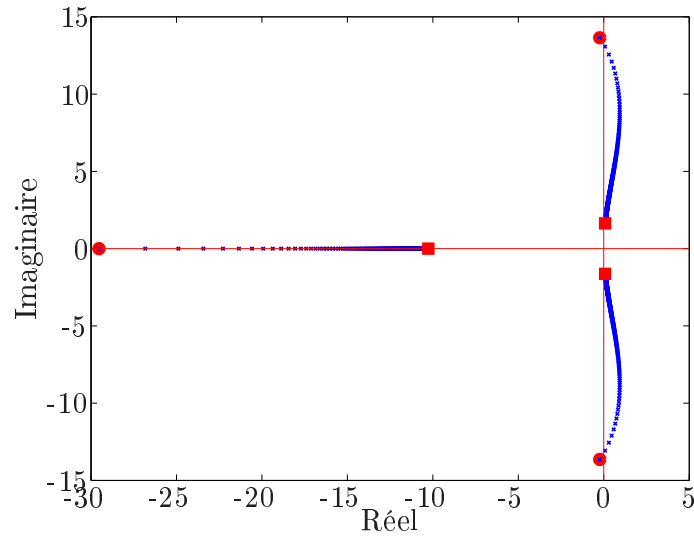


FIG. 2.5 – Pôles pour le modèle simple considérant l’opérateur en boucle fermée pour le cas (2) avec une masse virtuelle variant entre $1kg$ (cercle) et $200kg$ (carré). $c = 20$, $T = 0.1$ et $K_H = 550$.

2.3.2 Modèle détaillé

Le modèle du robot utilisé est montré à la figure 2.6 où m_R représente l’inertie du moteur, C_B et K_B l’amortissement et la raideur de l’élément de transmission de puissance (courroie), M_R l’inertie mobile, C_R la friction visqueuse agissant sur la masse M_R et F est la force d’actionnement c’est à dire la commande.

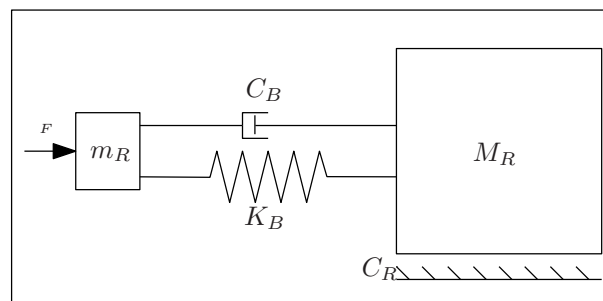


FIG. 2.6 – Modèle détaillé du robot.

2.3.2.1 Opérateur en boucle ouverte

Un modèle avec un opérateur en boucle ouverte est montré à la figure 2.7 où K_P est le gain de commande.

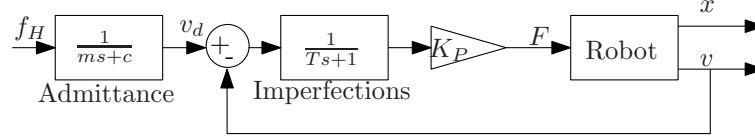


FIG. 2.7 – Modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle ouverte.

La force de l'opérateur est transformée en vitesse de référence via l'admittance en utilisant l'équation (1.22). L'erreur de vitesse est ensuite filtrée et envoyée à un contrôleur (proportionnel dans ce cas) et il en résulte une commande F envoyée au robot. Ce modèle permet d'inclure l'élasticité, les imperfections du contrôle et un délai. La fonction de transfert est montrée à l'équation 2.5.

$$\frac{V(s)}{F_H(s)} = \frac{K_p(C_B s + K_B)}{(ms + c)(a_4 s^4 + a_3 s^3 + a_2 s^2 + as + a_0)} \quad (2.5)$$

où

$$a_4 = (m_R M_R T)$$

$$a_3 = (m_R M_R + m_R C_R T + m_R C_B T + C_B M_R T)$$

$$a_2 = (K_p M_R + m_R C_B + m_R K_B T + m_R C_R + C_B M_R + C_B C_R T + K_B M_R T)$$

$$a_1 = (C_B C_R + K_B M_R + K_B C_R T + K_p C_R + m_R K_B + K_p C_R)$$

$$a_0 = (K_p K_B + K_B C_R).$$

Les pôles, en fonction de la masse virtuelle, sont montrés à la figure 2.8. Il est important de noter que le ratio de masse et d'amortissement virtuel représente directement un pôle (qui est celui qui varie) alors que les autres demeurent constants. Lorsque la masse virtuelle augmente, ce pôle à partie réelle a de plus en plus d'importance sur la réponse et ceci mène donc à un système de plus en plus amorti.

L'effet de la masse virtuelle est assez simple : plus elle est élevée, plus il y a un effet filtrant et plus la vitesse désirée est douce. La figure 2.9 montre une réponse à une entrée échelon en force de l'opérateur avec une masse virtuelle faible et élevée. Il est montré qu'une référence plus douce amenée par une masse virtuelle plus élevée permet

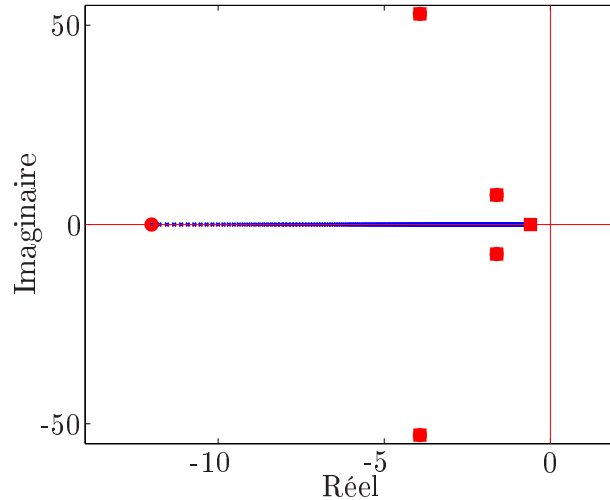


FIG. 2.8 – Pôles du modèle détaillé considérant l’opérateur en boucle ouverte pour une masse virtuelle variant entre 10kg (cercle) et 200kg (carré). $c = 120$, $T = 0,1$, $Kp = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$.

de réduire l’amplitude de l’enveloppe des oscillations. En effet, si la masse virtuelle est faible, la réponse peut être sous-amortie lorsque les forces d’interaction varient rapidement, en plus d’exciter des termes dynamiques à haute fréquence. Ceci est en accord avec les expérimentations où une masse virtuelle faible mène à des vibrations.

La figure 2.10 compare les résultats expérimentaux avec les résultats obtenus en simulation. La simulation consistait à utiliser le modèle développé ci-haut avec différents amortissements virtuels. La masse virtuelle minimale était choisie afin que l’amplitude des vibrations obtenus soit égale à une valeur donnée pour un profil de force de l’opérateur donné. Le problème de vibrations (perception par l’opérateur d’une réponse sous-amortie) avec une masse virtuelle faible est donc en partie expliqué par le modèle simple en boucle ouverte, c’est-à-dire par la compliance, le temps de délai et les imperfections de la commande.

2.3.2.2 Opérateur en boucle fermée

Le modèle détaillé considérant l’opérateur en boucle ouverte est conforme avec les expérimentations, c’est à dire qu’il montre l’existence d’une masse minimale, mais il n’explique pas la variation de la masse minimale lorsque l’amortissement diminue. Le modèle détaillé considérant l’opérateur en boucle fermée est donc étudié. Ce modèle est montré à la figure 2.11 où C_H représente l’amortissement de l’environnement raide

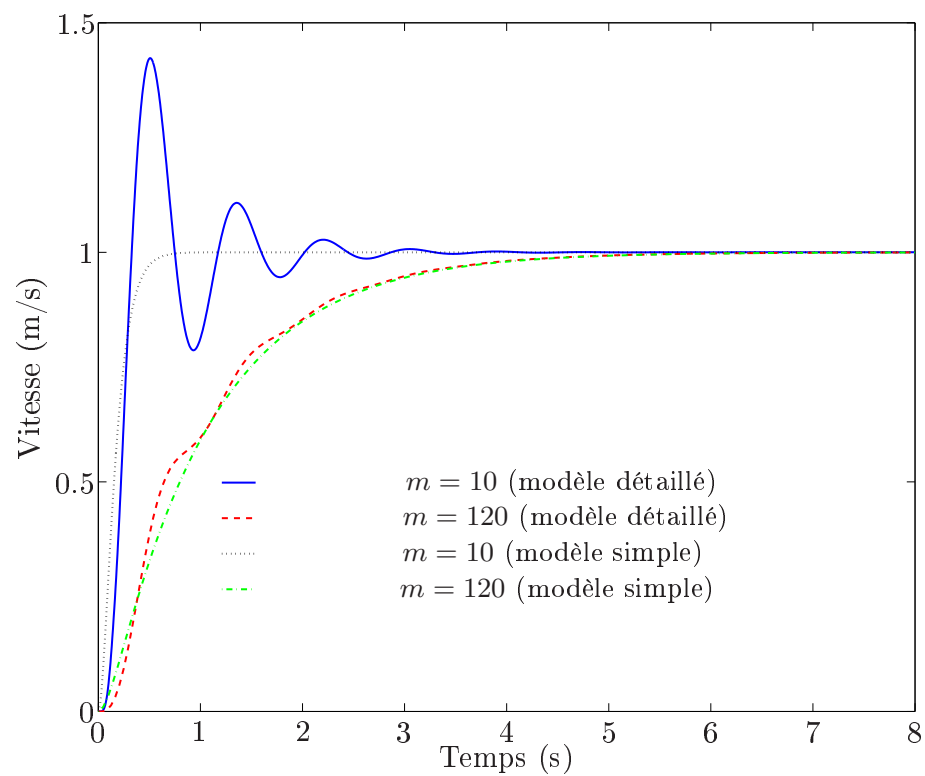


FIG. 2.9 – Réponse à un échelon de la force appliquée par l'opérateur en boucle ouverte.
 $c = 120$, $T = 0,1$, $Kp = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$.

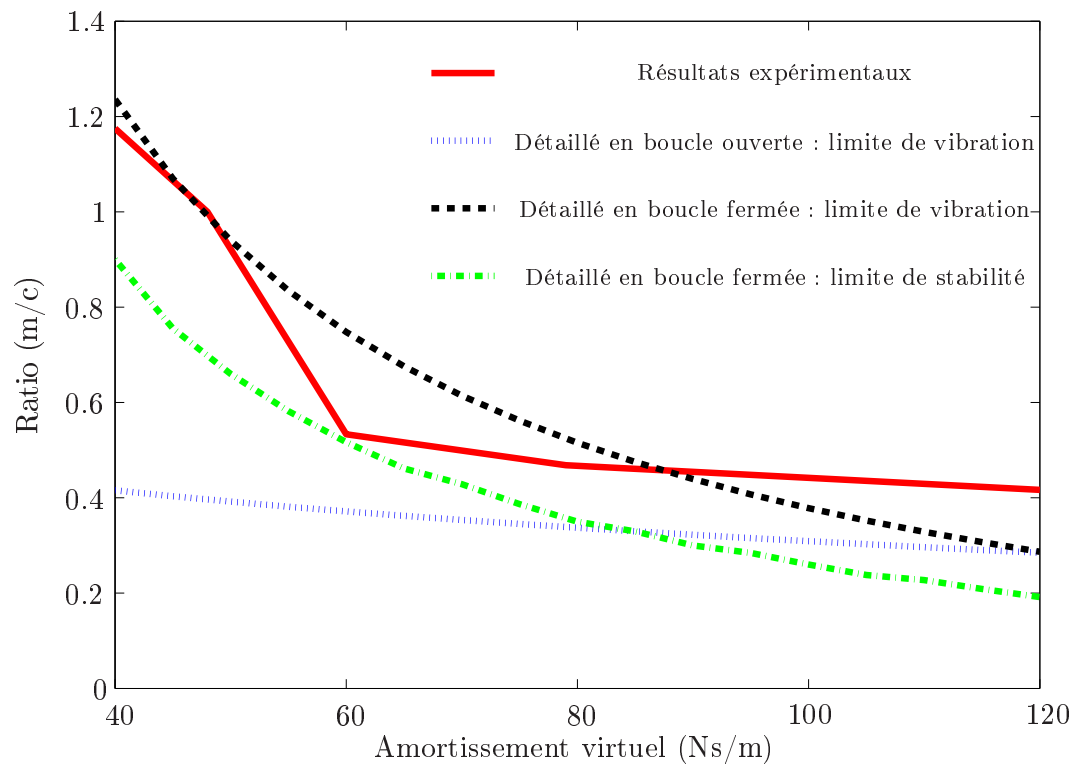


FIG. 2.10 – Comparaison des résultats théoriques et expérimentaux pour la limite de vibration et/ou de stabilité.

soit l'opérateur (qui a été ici choisi comme étant la racine carrée de K_H tel que revu et utilisé par [Duchaine et Gosselin \(2008\)](#)).

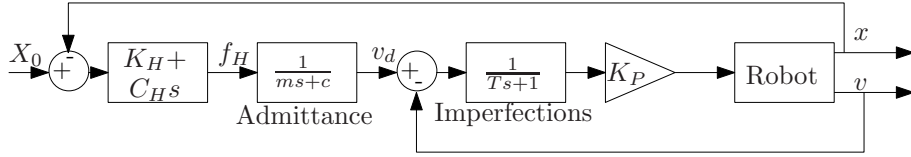


FIG. 2.11 – Modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle fermée.

La fonction de transfert est montrée à l'équation (2.6). Les pôles, en fonction de la masse virtuelle, sont montrés à la figure 2.12. Il est possible d'y constater, conformément aux expérimentations, que les pôles mèneront à une réponse sous-amortie et qu'il existe une zone instable.

$$\frac{V(s)}{F_H(s)} = \frac{s(C_B s + K_B)K_p(C_H s + K_H)}{a_6 s^6 + a_5 s^5 + a_4 s^4 + a_3 s^3 + a_2 s^2 + a_1 s + a_0} \quad (2.6)$$

où

$$a_6 = (mm_R M_R T)$$

$$a_5 = (mC_B M_R T + mm_R C_R T + mm_R C_B T + mm_R M_R + cm_R M_R T)$$

$$a_4 = (cC_B M_R T + cm_R M_R + mK_p M_R + mm_R C_B + mm_R C_R + cm_R C_R T + cm_R C_B T + mK_B M_R T + mC_B C_R T + mC_B M_R + mm_R K_R T)$$

$$a_3 = (cC_B C_R T + mm_R K_B + mK_p C_B + mC_B C_R + mK_B M_R + cC_B M_R + cK_p M_R + cK_B M_R T + cm_R C_B + mK_p C_R + mK_B C_R T + cm_R K_B T + C_R m_R C)$$

$$a_2 = (mK_B C_R + cK_p C_B + mK_p K_B + cK_B C_R T + K_p C_H C_B + cm_R K_B + cC_B C_R + cK_B M_R + cK_p C_R)$$

$$a_1 = (cK_p K_B + K_p K_H C_B + K_p C_H K_B + cK_B C_R)$$

$$a_0 = (K_p K_H K_B).$$

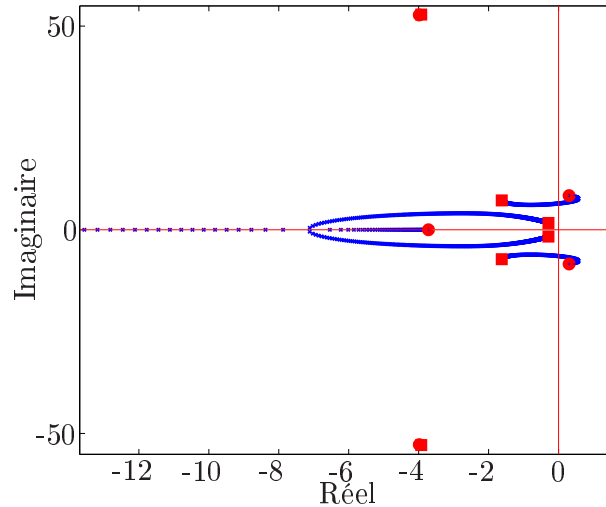


FIG. 2.12 – Pôles pour le modèle détaillé considérant l’opérateur en boucle fermée pour une masse virtuelle variant entre $0,1\text{kg}$ (cercle) et 200kg (carré). $c = 120$, $T = 0.1$, $Kp = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$, $K_H = 550$, $C_H = 23,45$.

La figure 2.10 compare les résultats expérimentaux et théoriques. Ces derniers ont été obtenues en appliquant une perturbation à la position de l’effecteur. La masse virtuelle en deçà de laquelle les oscillations atteignaient une amplitude donnée était considérée comme la masse minimale. La masse minimale de stabilité a été obtenue en abaissant la masse virtuelle jusqu’à ce que le système devienne instable.

Les résultats obtenus en simulation sont très similaires aux résultats obtenus expérimentalement. Le modèle représente bien l’existence de la masse virtuelle minimale et son évolution par rapport à l’amortissement virtuel appliqué. Les simulations ont montré qu’accroître la masse virtuelle n’allait pas rendre le robot instable, ce qui correspond à nos expérimentations et à [Linde \(2003\)](#); [Lammertse \(2004\)](#) alors que ([Tsumugiwa et col-lab. \(2004\)](#); [Duchaine et Gosselin \(2008, 2009\)](#)) semblent pointer vers des conclusions opposées tel qu’expliqué précédemment). Cependant, pour une grande masse virtuelle, la coopération n’est pas intuitive pour l’opérateur car le système devient très sous-amorti et une fois le système parti, il devient difficile de l’arrêter même si ceci demeure possible étant donné que le tout correspond à des oscillations à très faibles fréquences. Il a été trouvé expérimentalement dans [Linde \(2003\)](#); [Lammertse \(2004\)](#) et confirmé avec ce modèle que la préoccupation principale est la masse minimale plutôt que la masse maximale. En effet, la masse minimale doit être minimisée afin de réduire les forces requises par l’opérateur. De plus, il reste possible de gérer une masse virtuelle

trop grande car la réponse sous amortie aura une fréquence faible alors qu'une masse virtuelle trop faible mènera à une réponse sous amortie (voire instable) à fréquence élevée qui ne mène pas à une interaction confortable et qui ne peut pas être compensée par l'opérateur.

2.3.2.3 Raideur de la transmission

La figure 2.13 montre les pôles obtenus en variant la raideur de la transmission, en considérant l'opérateur en boucle ouverte, avec le modèle détaillé. L'analyse des pôles n'est pas évidente à première vue, et il faut aussi considérer le zéro. En résumé, les pôles s'éloignant de l'origine sont de plus en plus amortis et les pôles s'en approchant sont de plus en plus sous-amortis mais ces derniers sont dominés par les trois autres pôles. On en tire donc que plus la raideur est faible et plus la réponse est sous-amortie tel que montré d'une manière plus évidente à la figure 2.14. Il peut cependant être intéressant d'utiliser un effecteur compliant car la raideur de la transmission n'est alors pas trop affectée et ceci permet de limiter la raideur appliquée par l'environnement.

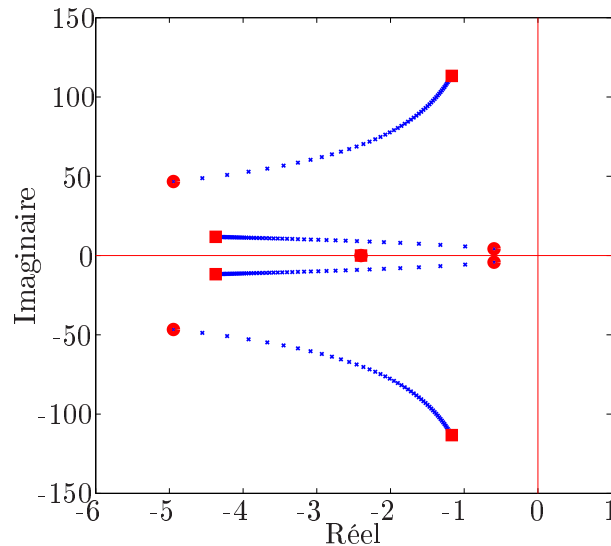


FIG. 2.13 – Modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle ouverte : pôles pour une raideur de transmission variant entre $10000N/m$ (cercle) à $500000N/m$ (carré). $c = 120$, $T = 0.1$, $Kp = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$.

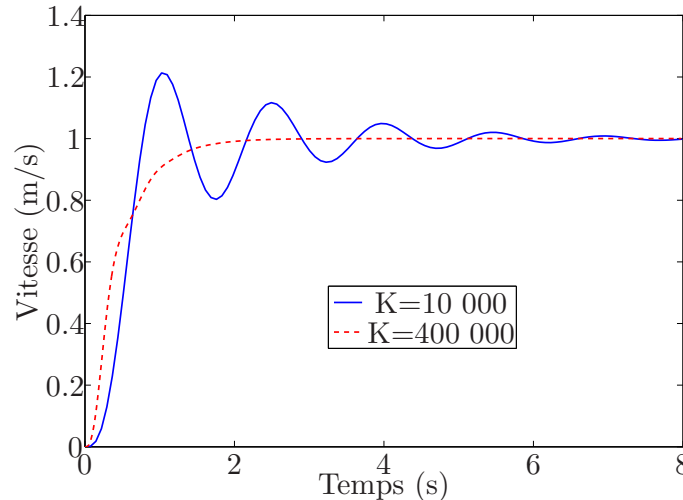


FIG. 2.14 – Modèle détaillé considérant l’opérateur en boucle ouverte : réponse à un échelon de force d’interaction pour différentes rigidité de transmission. $c = 120$, $T = 0.1$, $Kp = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$.

2.4 Discussion

L’existence d’une masse minimale, variant en fonction de l’amortissement virtuel, afin que l’opérateur ne ressente pas de vibrations, a été obtenue expérimentalement et en simulation avec le modèle détaillé. Il a été démontré que le système pouvait osciller, même en boucle ouverte, lorsque la masse virtuelle est faible et que le profil de force varie rapidement. La masse virtuelle devrait être assez grande pour que le système n’oscille pas car le modèle d’admittance ne serait alors pas bien rendu. Il a aussi été montré que face à un environnement raide, en boucle fermée, le système pouvait osciller et même devenir instable lorsque la masse virtuelle est trop faible. Il est aussi clair que si le système oscille en boucle ouverte en raison d’une masse virtuelle trop faible, il oscillera aussi en boucle fermée. La masse virtuelle doit donc être assez grande pour que la coopération soit confortable en boucle ouverte et en boucle fermée. Le confort provient de la perception des vibrations par l’opérateur qui est reliée à la fréquence des vibrations et à leur amplitude. Les vibrations à haute fréquence sont moins confortables car il n’est pas possible pour l’opérateur de les gérer en raison de problèmes physiques [Jarrah et collab. \(1997\)](#) ou cognitifs. Il est cependant possible de gérer les oscillations à basse fréquence causées par une masse virtuelle trop grande. Ceci n’est cependant pas intuitif car une fois ce système sous amorti parti, il est difficile de l’arrêter. Le système de contrôle, les paramètres virtuels et le mécanisme

doivent être bien conçus afin d'obtenir une masse virtuelle qui ne sera pas trop faible (sinon l'opérateur ressentira des vibrations) ni trop grande (afin que les forces requises demeurent faibles et que la coopération reste intuitive). Il est important de noter que la plage de fréquences perçues par l'humain varie beaucoup entre le bout des doigts et les groupes musculaires plus imposants (Jarrah et collab., 1997; Lundstrom, 1984; Jeong et collab., 2009).

À titre illustratif, la figure 2.15 présente le diagramme de Bode pour deux masses virtuelles avec les modèles simple et détaillé et considère l'opérateur en boucle ouverte. Pour le modèle détaillé, avec $m = 120kg$, la fréquence de coupure est de $0,16Hz$ alors qu'elle est de $1,3Hz$ avec $m = 10$. De plus, une masse $m = 10$ mène à un pic de $6,4dB$ qui implique des dépassements et des vibrations.

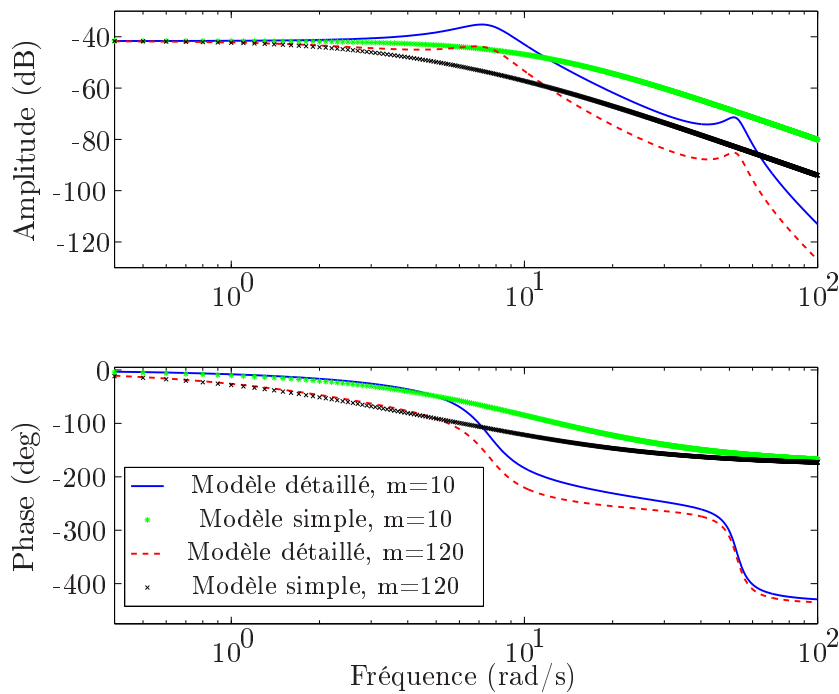


FIG. 2.15 – Diagramme de Bode en considérant l'opérateur en boucle ouverte. $c = 120$, $T = 0,1$, $Kp = 10000$, $M_R = 500$, $C_R = 100$, $m_R = 50$, $K_B = 40000$, $C_B = 40$.

2.5 Conclusion

Ce chapitre s'intéressait, de manière théorique et pratique, aux aspects concernant les vibrations, la stabilité et la transparence qui sont inhérents à la commande par admittance. L'objectif était d'analyser différents modèles afin de parvenir à expliquer les résultats expérimentaux. Ces modèles pourraient, par exemple, servir à bien concevoir de futurs robots ou simuler des systèmes d'interaction. Un modèle simple et un modèle détaillé, considérant chacun l'opérateur soit en boucle ouverte ou en boucle fermée ont été développés. Le modèle simple a permis d'expliquer une partie du phénomène observé bien qu'il ne représentait pas bien tous les aspects pratiques, dont l'existence d'une masse virtuelle minimale. Le modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle ouverte a permis d'expliquer une partie du comportement observé en pratique, c'est-à-dire l'existence d'une masse virtuelle minimale sans toutefois expliquer la variation de cette masse critique en fonction de l'amortissement virtuel. Finalement, le modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle fermée a été capable d'expliquer l'existence de la masse virtuelle minimale ainsi que son évolution par rapport à l'amortissement virtuel.

“If I had an hour to save the world I would spend 59 minutes defining the problem and one minute finding solutions.”

- Albert Einstein.

Deuxième partie

Coopération humain-robot avec manipulation directe de la charge

“La meilleure protection d’une idée est une bonne exécution de cette idée. ”

- Guy Kawasaki dans L’art de se lancer.

Les systèmes d’augmentation humaine présentés à la section précédente requièrent de l’opérateur d’interagir via une poignée qui peut être éloignée de la charge. Cependant, il y aurait plusieurs avantages pour l’opérateur si ce dernier pouvait manipuler directement la charge afin de guider le mouvement. En effet, en étant près de la charge, il peut plus facilement la manipuler et voir la tâche de près. Il est même préférable s’il est possible de placer ses mains n’importe où sur la charge et non uniquement en un point précis tel que le système poignée sur la charge décrit à la section 1.6. Il peut alors changer la position de ses mains pour être plus efficace, productif, confortable ou pour avoir un meilleur angle de vue. Il peut aussi utiliser qu’une main alors que l’autre est utilisée pour un autre aspect de la tâche [Colgate et collab. \(2003\)](#); [Bicchi et collab. \(2008\)](#). Finalement, il est beaucoup plus facile pour plusieurs opérateurs d’interagir avec la même charge simultanément.

L’objectif visé dans cette thèse est de réduire les forces requises par l’opérateur, d’obtenir une intuitivité accrue, de réduire les coûts et enfin d’obtenir une fiabilité, une ergonomie, une sécurité et une productivité accrue. Pour y arriver, des innovations mécaniques et de commande sont proposées. Le chapitre 3 présente un système permettant à un opérateur de manipuler directement une charge grâce à un câble suspendu alors que le chapitre 4 traite d’un système similaire utilisant un mécanisme articulé.

“ Les gens prospères le sont pour une raison bien simple : ils considèrent l'échec d'un point de vue différent. Les gens prospères tirent une leçon différente de l'échec. Ils n'apprennent pas qu'ils n'auraient pas dû essayer au départ, qu'ils ont toujours raison et que le monde a tort, et ils n'apprennent pas qu'ils sont des ratés. Ils apprennent que les tactiques qu'ils ont utilisées n'ont pas fonctionné ou que la personne à qui elles étaient destinées n'a pas réagi. Pour devenir gagnant, il faut être bon perdant. Ce qui est difficile, dans le fait de perdre, c'est de donner de la force à la résistance, de croire que vous ne méritez pas de gagner, et d'abandonner, dans un coin obscur de votre âme. N'abandonnez pas. ”

- Seth Godin dans Devenir indispensable.

Chapitre 3

Systeme d'assistance intelligent à câble suspendu

“For me life is continuously being hungry. The meaning of life is not simply to exist, to survive, but to move ahead, to go up, to achieve, to conquer.”

- Arnold Schwarzenegger.

Dans ce chapitre, un système d'assistance permettant de manipuler directement une charge est présenté. Celui-ci consiste en un câble entraîné par un treuil suspendu à un pont roulant. Ce système permet une assistance selon les trois directions de translation. Afin de développer cette solution, un capteur d'angle de câble à deux degrés de liberté, des algorithmes de commande et d'observation et un système de capteurs ont été développés. L'assistance horizontale déplace le pont roulant de manière calculée en utilisant le capteur d'angle afin de maintenir le câble vertical et d'aider l'opérateur à se déplacer (le système de commande est sous-actionné en raison de la dynamique du système). L'assistance verticale, en ligne avec le câble, utilise une cellule de charge et une commande par admittance afin d'assister l'opérateur. Étant donné que le signal de la cellule de charge est influencé par les effets dynamiques de la charge, ceux-ci doivent être compensés dans la commande et pour y arriver, un observateur utilisant un système de capteurs et la fusion de données sont utilisés.

Les systèmes mécaniques et les capteurs requis, incluant le nouveau capteur d'angle de câble, sont premièrement présentés et un modèle dynamique est ensuite développé. Un contrôleur adaptatif pour les mouvements horizontaux et un algorithme pour changer de mode (co-opératif, automatique, arrêt, etc.) sans soubresaut sont détaillés. Pour l'interaction verticale, aussi appelée mode flottant, la compensation des effets dynamiques, l'estimation de la masse de la charge, l'estimation de la force de l'opérateur et la structure de la commande sont expliqués.

Extensions multimédias

- La vidéo “3_Cable_Objets.avi” présente la manutention de divers objets avec le système d'assistance humaine.
- La vidéo “3_Cable_XY.avi” présente l'interaction horizontale.
- La vidéo “3_Cable_Z.avi” présente l'interaction verticale.

3.1 Introduction

Il est très commun en industrie de suspendre une charge à partir d'un câble au lieu d'utiliser un mécanisme rigide car ceci représente beaucoup d'avantages tels qu'une inertie réduite, un faible coût, une structure moins imposante, une rotation libre, une certaine flexibilité et autres (Bicchi et collab., 2008). Bien que le centre de masse de la charge doive nécessairement être aligné avec le câble, ceci n'est pas un souci pour bien

des applications.

Kazerooni a premièrement développé un système d'assistance avec une poignée glissante afin de pouvoir soulever des charges (Kazerooni, 2008; Kazerooni., 1999; Bicchi et collab., 2008). Un *spin-off* de l'Université Northwestern, Cobotics Inc., ensuite acquise par Stanley Assembly, est allé plus loin et a développé le iLift et le iTrolley (Bicchi et collab., 2008) en proposant une assistance horizontale et verticale permettant de manipuler directement une charge. Certaines solutions proposent une assistance horizontale (Bicchi et collab., 2008; Colgate et collab., 2008; Taylor, 2001; Wen et collab., 2001; Laundry et collab., 2002; Kahlman, 1991; Kahlman et Olsson, 1994; Stanley.; Knight.; Kahlman.) et d'autres une assistance verticale nommée mode flottant (*float mode*) (Colgate et collab., 2003; Wannasuphprasit et collab., 2001; Devos, 2008; Stanley.; Gorbel.; Knight.). Des systèmes permettant de manipuler directement une charge en utilisant des robots sériels ont aussi été proposés mais ce domaine comporte encore plusieurs défis qui doivent être relevés avant de mener à des applications concrètes (Wojtara et collab., 2009; Ikeura et collab., 1994). Les solutions d'assistance existantes commercialement disponibles utilisent toutes un câble.

Le principe du système d'assistance horizontal proposé ici consiste premièrement pour l'opérateur à pousser la charge et au système de mesurer l'angle du câble obtenu via un capteur d'angle de manière similaire à Colgate et collab. (2008); Bicchi et collab. (2008); Wen et collab. (2001); Taylor (2001); Laundry et collab. (2002); Kahlman (1991); Kahlman et Olsson (1994). L'objectif du système de contrôle est de déplacer un chariot, auquel le câble est attaché, afin de maintenir le câble vertical. Le chariot se déplacera donc dans la direction désirée par l'opérateur tout en amortissant les oscillations du câble, résultant en une assistance intuitive pour l'opérateur. De plus, étant donné que l'objectif du contrôleur est de maintenir le câble vertical, l'opérateur n'a pas à arrêter la charge par lui-même s'il veut immobiliser le système, ce qui pourrait mener à des blessures comme c'est le cas avec les systèmes passifs qui sont encore abondamment utilisés (Bicchi et collab., 2008). Un mode autonome où la position de la charge est prescrite et où les oscillations du câble sont amorties est aussi désiré.

Le principe de l'assistance verticale, aussi appelé mode flottant, est similaire à la commande par admittance vue au chapitre 1. Cependant, la lecture du capteur de force est soumise à certains effets dynamiques de la charge et ceux-ci doivent être compensés dans le contrôleur afin d'estimer correctement la force appliquée par l'opérateur et



FIG. 3.1 – Prototype du système d'assistance intelligent à câble suspendu.

la masse de la charge. Ce problème est connu dans la littérature ([Wannasuphoprasit et collab., 2001](#); [Devos, 2008](#)) et n'a été que partiellement résolu. Cette difficulté survient aussi dans d'autres applications robotiques ([Aghili, 2009](#)).

Bien que des produits similaires existent, ceux-ci ne sont pas nécessairement ergonomiques ni sécuritaires pour différentes raisons. Par exemple, différents utilisateurs de ces systèmes nous ont révélés que ceux-ci requéraient une force importante de la part de l'opérateur, surtout pour les mouvements verticaux. De plus, certains ont spécifié que lorsque les balancements de la charge étaient trop importants, le système pouvait devenir instable. Finalement, un problème d'initialisation (mise à "zéro") d'un capteur d'angle de câble sans contact a failli mener à un accident grave. Dans le cadre de cette thèse, plusieurs innovations, tant d'un point de vue mécanique que de commande, sont proposées afin de réduire les forces requises par l'opérateur, de rendre le système intuitif, de réduire le coût et enfin d'obtenir une fiabilité, une ergonomie, une sécurité et une productivité accrue. Un capteur d'angle de câble qui est absolu, précis, fiable, à faible coût et avec une grande résolution est premièrement proposé afin de remplir les objectifs de commande. Pour l'assistance horizontale, un contrôleur basé sur un modèle simplifié de la dynamique du système et utilisant un contrôle par retour d'état adaptatif est proposé pour les modes coopératif et autonome. Celui-ci s'adapte automatiquement en ligne en fonction de certains paramètres variant dans le temps, tel que la longueur du câble. Ce contrôleur est robuste à la variation des paramètres et aux perturbations tout en étant intuitif pour l'opérateur. Enfin, pour l'assistance verticale, un contrôleur par mode flottant est introduit. Celui-ci compense certains effets dynamiques parasites présents sur la lecture de la cellule de charge afin de bien estimer la masse de la charge et la force appliquée par l'opérateur.

Il faut aussi noter que les mécanismes et algorithmes de commande proposés ne sont pas suffisants pour garantir une bonne performance. En effet, comme il a été précisé à la section I, beaucoup de facteurs interviennent, tel que la mécanique, la structure du contrôleur, sa mise en oeuvre, différents réglages et autres.

Les systèmes mécaniques et les capteurs requis, incluant le nouveau capteur d'angle de câble, sont premièrement présentés et un modèle dynamique est ensuite développé. Un contrôleur adaptatif pour les mouvements horizontaux et un algorithme pour changer de mode (coopératif, automatique, arrêt, etc.) sans soubresaut sont détaillés. Pour l'interaction verticale, aussi appelée mode flottant, la compensation des effets dyna-

miques, l'estimation de la masse de la charge, l'estimation de la force de l'opérateur et la structure de la commande sont expliquées.

3.2 Mécanique et capteurs

Dans cette section, les éléments mécaniques et les capteurs utilisés sont décrits. Le capteur d'angle du câble, le treuil, la cellule de charge, le pont roulant et l'accéléromètre sont présentés. Il faut noter que, bien qu'ils puissent être utilisés pour augmenter les performances, le treuil, la cellule de charge et l'accéléromètre ne sont pas utilisés pour l'assistance horizontale.

3.2.1 Capteur d'angle du câble

Le capteur d'angle du câble est une composante primordiale du système car celui-ci est à la base de la déduction des intentions de l'opérateur et représente l'entrée principale du contrôleur. Celui-ci influence donc directement la qualité de la commande résultante.

Les systèmes d'assistance intelligents à câble suspendu utilisent normalement un capteur d'angle ou un capteur de force afin de déduire les intentions de l'humain (Bicchi et collab., 2008; Peshkin, 1999; Colgate et collab., 2008; Kahlman, 1991; Kahlman et Olsson, 1994; Stanley.; Knight.; Kahlman.; Taylor, 2001; Laundry et collab., 2002; Wen et collab., 2001). Dans plusieurs applications ou cas académiques, un seul degré de liberté du câble est mesuré, en utilisant par exemple un simple encodeur attaché à un enrouleur. Il est cependant beaucoup plus complexe de mesurer deux degrés de liberté et au fil des ans, différentes solutions ont été proposées. Parmi celles-ci, un capteur sans contact utilisant les champs magnétiques alternatifs (Peshkin, 1999; Stanley.) est utilisé dans le *iTrolley* de Stanley Assembly. Cette solution semble cependant complexe car il faut premièrement électrifier le câble pour que celui-ci puisse être détecté et le capteur résultant semble relativement peu précis et peu robuste. Des accéléromètres (utilisés en tant qu'inclinomètres) pourraient aussi être placés sur le câble (Kim et collab., 2004). Cependant, leur signal est normalement bruité, leur orientation par rapport à la base

devrait être connue en tout temps (dû à la torsion du câble), le signal pourrait dériver avec le temps et celui-ci pourrait être affecté par certains effets dynamiques. La vision numérique serait aussi une option (Sorensen et collab., 2007; Kim et collab., 2004) mais elle est plus difficile à réaliser en pratique. Il a aussi été proposé dans Kahlman (1991); Kahlman et Olsson (1994) de détecter les mouvements horizontaux du câble, à une distance donnée du point de pivot, en mesurant le déplacement d'une pièce entraînée par le câble. Cependant, le câble passant à travers cette pièce afin de le guider et le mouvement étant horizontal, il y a une problématique car pour un angle non nul, le trou créera un point de cassure sur le câble résultant en une lecture biaisée et une modification de la dynamique. Le diamètre du trou pourrait être augmenté mais au détriment de la précision. Il serait aussi possible pour le câble de passer dans un tuyau flexible qui se déformerait avec les mouvements du câble et en utilisant des jauges de déformation, par exemple, il serait possible d'estimer les forces induites et ainsi l'angle du câble (Knight.). Cette méthode semble cependant mener à une lecture bruitée, une dérive (avec le temps, la température ou autre) et une faible précision, surtout si deux degrés de liberté sont actifs en même temps. Un autre concept est d'utiliser un mécanisme ressemblant à un joint de Cardan (Stepan et collab., 2009) mais le problème principal avec cette option demeure la taille requise afin que le câble n'interfère pas avec le mécanisme et que ce dernier n'interfère pas avec lui-même.

Le capteur d'angle proposé dans le cadre de cette thèse est absolu, précis (résolution de $0,09^\circ$ avec notre prototype), fiable, à faible coût et avec une grande résolution. Bien que le concept du capteur puisse paraître simple, on peut se rendre compte avec l'art antécédent que l'idée n'avait pas encore été développée malgré tous les avantages de ce nouveau capteur. Le concept du capteur repose sur l'idée que le câble passe à travers deux pièces concentriques rainurées, tel que montré aux figures 3.2 et 3.3, et les entraîne avec lui lorsqu'il se déplace. Ces pièces, indépendantes l'une de l'autre, sont chacune rigidement attachées à deux arbres et la mesure de l'angle du câble est obtenue en mesurant la rotation des arbres. Des mécanismes similaires ont été utilisés dans d'autres applications, tel qu'un poignet robotique sphérique (Wiitala et Stanišić, 2000) et les premières versions de *joysticks* (Adelstein et Rosen, 1992).

Il est possible d'utiliser quatre capteurs par degré de liberté (il serait possible d'en utiliser davantage mais avec moins d'aisance) donnant ainsi une redondance, ce qui est pratique pour la détection d'erreur et la fusion de données. L'avantage d'un capteur avec contact du câble est qu'il est beaucoup plus simple et robuste de mesurer le mouvement

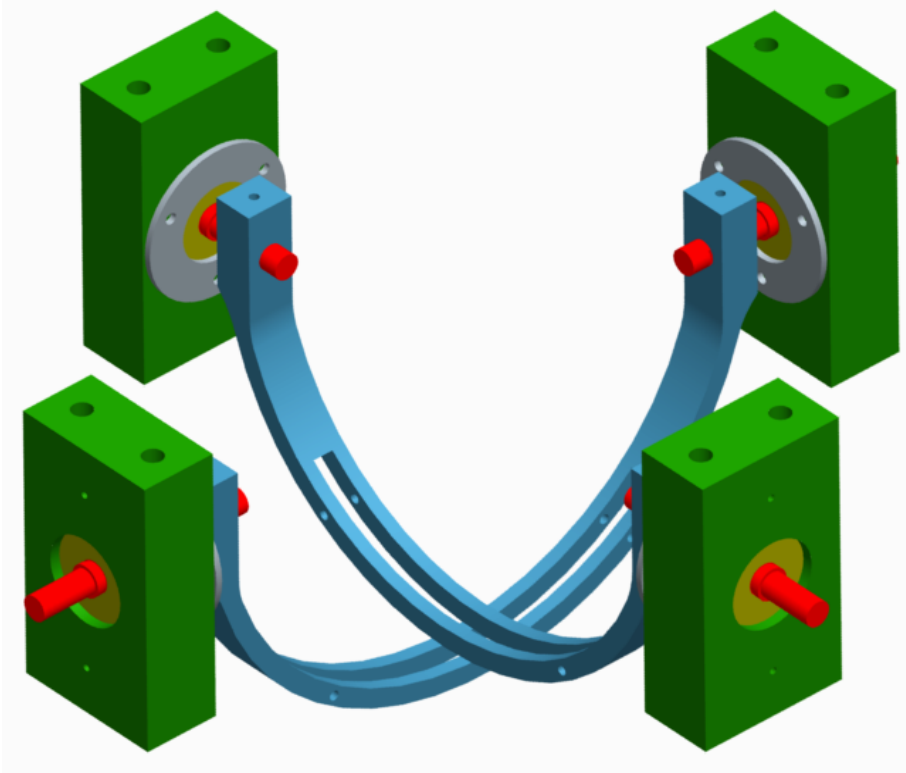


FIG. 3.2 – Modèle CAO du capteur d’angle du câble.

de pièces mécaniques. Il est aussi très courant de mesurer la rotation d’arbres et ceci est bien accepté dans l’industrie (pour les robots par exemple). Avec un capteur sans contact, une perturbation (par exemple magnétique) pourrait aussi plus facilement biaiser la mesure de position. Il en va de même pour le “zéro” du capteur qui peut être beaucoup plus facilement biaisé avec un capteur sans contact. Ceci a par ailleurs failli causer un accident dans une chaîne d’assemblage.

Les pièces du capteur étant légères, la rotation des arbres étant soumise à très peu de friction et le capteur étant situé près du pivot du câble, le mécanisme a un effet négligeable sur la dynamique du câble.

3.2.1.1 Conception mécanique

Tel qu’expliqué, le câble passe à travers deux pièces rainurées et concentriques et les entraîne avec lui lorsqu’il se déplace. Le centre de rotation du câble devrait donc être approximativement aligné avec l’axe de rotation des pièces rainurées car, autrement, le câble ne passerait pas de manière rectiligne dans les rainures ce qui pourrait résulter

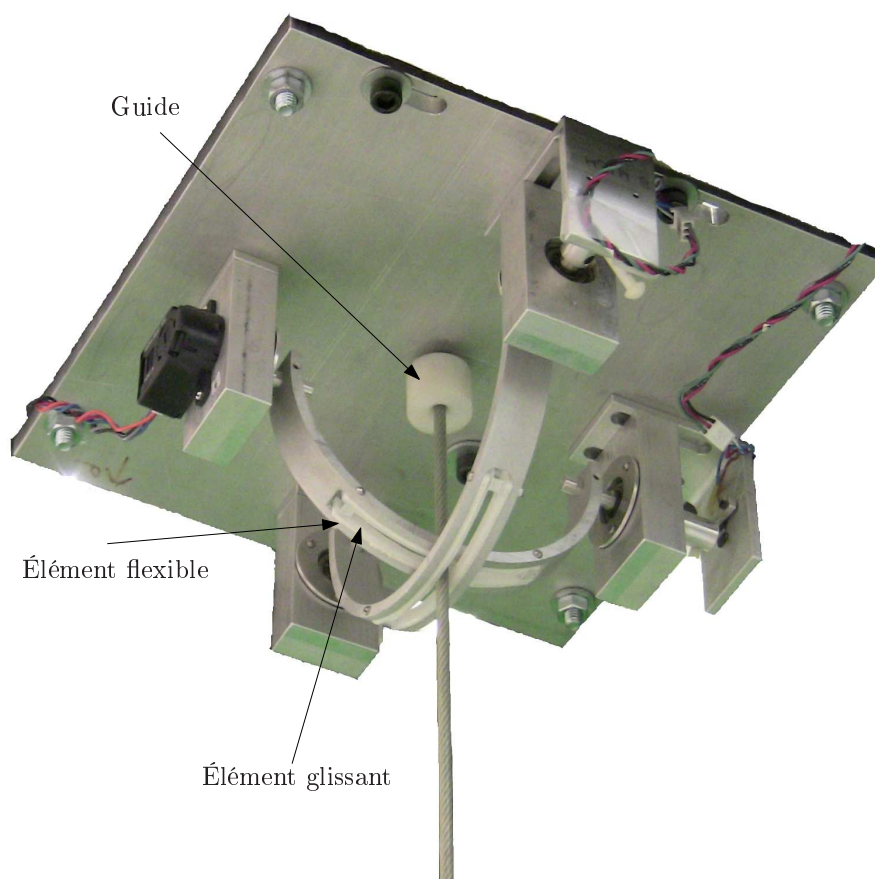


FIG. 3.3 – Prototype du capteur d'angle du câble.

en un lecture biaisée en raison de la flexion du câble. Un guide est donc utilisé, tel que montré à la figure 3.3, pour s’assurer que le point de pivot du câble reste à peu près au même endroit.

Il faudrait normalement que la largeur de la rainure soit plus grande que le diamètre du câble pour que celui-ci puisse glisser et se déplacer verticalement sans friction ni accrochage. Il y aurait donc un jeu, mais qui resterait relativement faible ($0,2^\circ$ pour notre prototype). Cependant, afin d’atténuer ce problème, des éléments flexibles (de type styromousse) ont été ajoutés sur la rainure pour combler le vide et ont été couverts d’un matériel glissant, comme du UHMW (“Ultra-high-molecular-weight polyethylene“) par exemple, tel que montré à la figure 3.3. Le jeu est donc réduit à un minimum et il reste facile pour le câble de se déplacer librement dans la rainure. Ces ajouts (matériel flexible et matériel glissant) ont été proposés par Thierry Laliberté et Simon Foucault.

Les arbres sont supportés, dans chaque logement, par deux roulements à billes, tel que montré à la figure 3.4, ce qui assure que l’axe de rotation est droit et que la friction est faible.

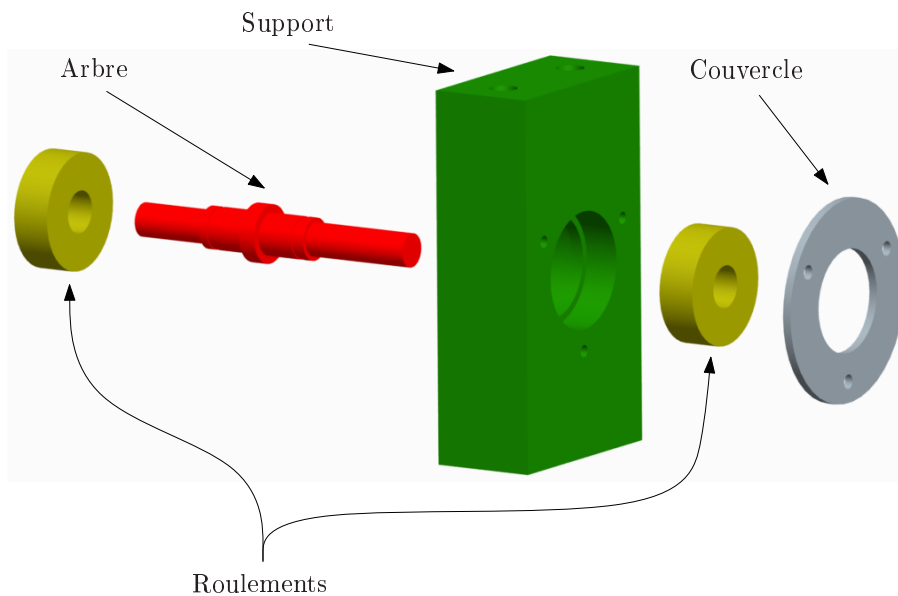


FIG. 3.4 – Vue explosée d’un support du capteur d’angle du câble.

3.2.1.2 Capteurs et électronique

Étant donné qu’il y a deux arbres par axe et deux côtés par arbre, plusieurs capteurs peuvent être utilisés. Le prototype utilise un encodeur incrémental et un capteur à effet

Hall pour chaque axe. Bien qu'un seul capteur par axe aurait été suffisant, la paire encodeur-Hall est utile pour plusieurs raisons. Premièrement, les signaux peuvent être combinés, en utilisant la fusion de données, afin d'obtenir un signal de meilleure qualité. Deuxièmement, il est possible de comparer les deux signaux afin de détecter certains problèmes. Finalement, dans ce cas précis, nous tirons avantage du signal absolu du capteur à effet Hall tout en tirant avantage de la précision de l'encodeur. Un circuit a été utilisé pour rendre le signal d'encodeur différentiel et un circuit de conversion 4-20 mA a été utilisé pour réduire le bruit du signal du capteur à effet Hall.

Comme il a été mentionné, d'autres capteurs pourraient être utilisés. Par exemple, des encodeurs absolus, des potentiomètres ou des accéléromètres linéaires (utilisés comme inclinomètres) pourraient être utilisés comme capteur de position. Un gyroscope pourrait être utilisé afin d'obtenir la vitesse angulaire alors qu'un accéléromètre pourrait être utilisé pour obtenir l'accélération angulaire. Des accéléromètres ou des gyroscopes placés sur les parties rainurées pourraient aussi être utilisés afin de déterminer différents effets dynamiques. Des photo-interrupteurs pourraient aussi être placés à des endroits stratégiques. Finalement, les signaux mentionnés ci-haut pourraient être dérivés ou intégrés afin d'obtenir d'autres informations.

3.2.1.3 Fusion de données

Afin d'obtenir un signal de meilleure qualité, le signal de l'encodeur et celui du capteur à effet Hall sont fusionnés, tel que montré en exemple à la figure 3.5.

Chaque signal est premièrement filtré via un filtre de Kalman. Le modèle discret utilisé est :

$$\begin{aligned}\mathbf{x}(k+1) &= \mathbf{A}_d\mathbf{x}(k) + \mathbf{B}_d\mathbf{u}(k) + \mathbf{w}(k) \\ \mathbf{y}(k) &= \mathbf{C}\mathbf{x}(k) + \mathbf{v}(k)\end{aligned}\tag{3.1}$$

où k est le pas de temps, $\mathbf{w}(k)$ est le bruit du procédé, $\mathbf{v}(k)$ est le bruit de mesure, $\mathbf{y}(k)$ est le vecteur de sortie, $\mathbf{x}(k)$ est le vecteur d'état, $\mathbf{u}(k)$ le vecteur d'entrée (ici un scalaire), \mathbf{A}_d est une matrice d'état discrète $n \times n$, \mathbf{B}_d est une matrice d'entrée discrète $n \times m$, \mathbf{C} est une matrice de sortie $p \times n$ et où n est le nombre d'états, m le nombre d'entrées et p le nombre de sorties.

Deux modèles sont suggérés et pourraient être augmentés. Le premier utilise un

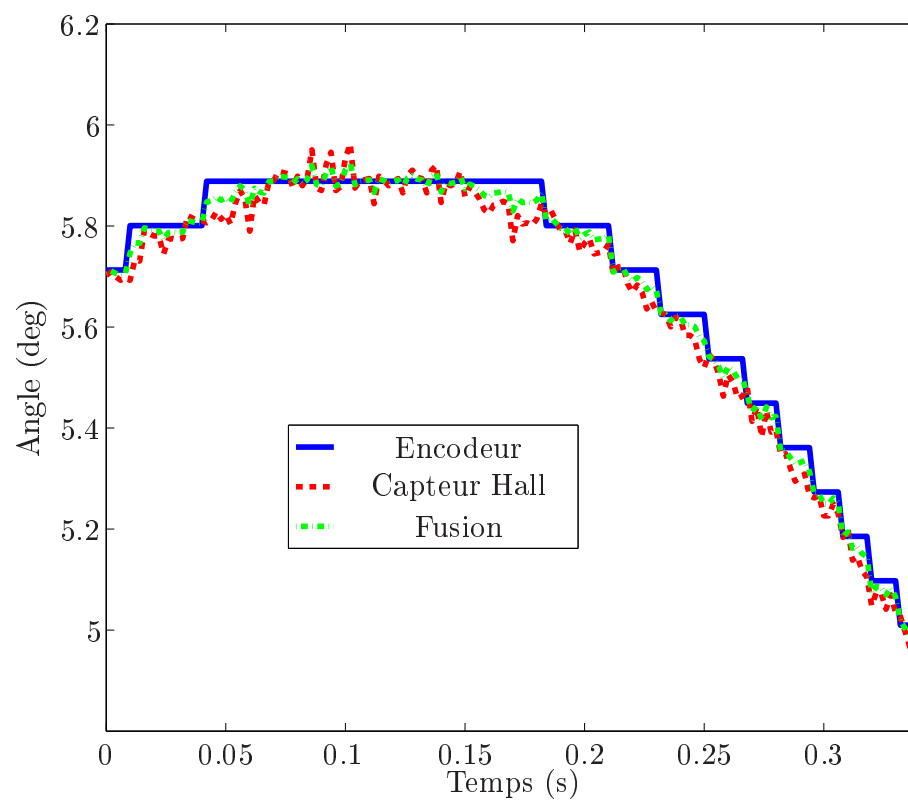


FIG. 3.5 – Exemple de fusion de données pour un axe du câble.

modèle d'accélération ([Belanger et collab., 1998](#)) et s'écrit

$$\begin{aligned}
 \mathbf{A}_d &= \begin{bmatrix} 1 & T_s & \frac{1}{2} T_s^2 \\ 0 & 1 & T_s \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
 \mathbf{B}_d &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \\
 \mathbf{C} &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}
 \end{aligned} \tag{3.2}$$

où T_s est la période d'échantillonnage et le vecteur d'état $\mathbf{x}(k)$ est :

$$\mathbf{x}(k) = \begin{bmatrix} \theta_i(k) & \dot{\theta}_i(k) & \ddot{\theta}_i(k) \end{bmatrix}^T \tag{3.3}$$

où θ_i est l'angle i du câble et l'entrée $\mathbf{u}(k)$ représente l'accélération du chariot dans la direction de l'angle i . Le second modèle utilise une linéarisation du modèle dynamique du câble qui sera développé plus loin. On écrit alors

$$\begin{aligned}
 \mathbf{A}_d &= \begin{bmatrix} 1 - \frac{1}{2} T_s^2 g/L & T_s & \frac{1}{2} T_s^2 \\ -g T_s/L & 1 & T_s \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
 \mathbf{B}_d &= \begin{bmatrix} -\frac{1}{2} T_s^2/L & -T_s/L & 0 \end{bmatrix}^T \\
 \mathbf{C} &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix}.
 \end{aligned} \tag{3.4}$$

L'estimation de l'angle du câble et sa vitesse angulaire sont obtenues à partir des sorties du filtre de Kalman. Chaque signal (encodeur et capteur à effet Hall) est filtré indépendamment via le filtre de Kalman puis les signaux sont combinés proportionnellement à la valeur correspondante de la matrice de covariance du filtre, tel que dans [IREQ](#).

Étant donné que, dans notre cas, l'opérateur génère des perturbations importantes à l'angle du câble, relativement au modèle, le premier modèle d'accélération est utilisé. Cependant, dans un autre cas où l'opérateur n'interviendrait pas, l'utilisation du second modèle devrait mener à de meilleurs résultats.

Les équations générales du filtre de Kalman sont :

$$\begin{aligned}
\hat{\mathbf{y}}(k) &= \mathbf{C}_d \hat{\mathbf{x}}(k) \\
\mathbf{J}_k(k) &= \mathbf{A}_d \mathbf{P}(k) \mathbf{C}_d^T (\mathbf{C}_d \mathbf{P}(k) \mathbf{C}_d^T + \mathbf{R})^{-1} \\
\hat{\mathbf{x}}(k) &= \mathbf{A}_d \hat{\mathbf{x}}(k) + \mathbf{B}_d \mathbf{u}(k) + \mathbf{J}_k(k) (\mathbf{y}_{mes}(k) - \hat{\mathbf{y}}(k)) \\
\mathbf{P}(k) &= (\mathbf{A}_d \mathbf{P}(k) - \mathbf{J}_k \mathbf{C}_d \mathbf{P}(k)) \mathbf{A}_d^T + \mathbf{Q}
\end{aligned} \tag{3.5}$$

où $\hat{\mathbf{y}}$ est l'estimé de la sortie, \mathbf{C}_d est la matrice de sortie ou la matrice d'observation, \mathbf{B}_d est la matrice d'entrée ou la matrice de commande, $\hat{\mathbf{x}}$ est l'estimé du vecteur d'état, \mathbf{y}_{mes} est la valeur mesurée du vecteur de sortie, \mathbf{u} est le vecteur d'entrée, \mathbf{J}_k est le gain de Kalman, \mathbf{P} est la matrice de covariance, \mathbf{A}_d est la matrice d'état ou matrice de dynamique, \mathbf{Q} est la matrice de covariance de bruit du procédé et \mathbf{R} est la matrice de covariance du bruit de mesure.

3.2.1.4 Traitement du signal de l'angle du câble

Afin d'être robuste à de faibles erreurs de mesures, une zone morte est normalement utilisée (Colgate et collab., 2008). Dans certaines situations, le câble peut être excité par des vibrations non modélisés à hautes fréquences et faible amplitude et il peut être difficile pour le contrôleur de gérer ces situations. Un problème survient entre autres autour de la position verticale car dans ce cas la mesure change continuellement de signe et il devient plus difficile pour le contrôleur de supprimer les oscillations. Bien qu'il ne soit pas nécessairement souhaitable de compenser totalement ces oscillations, le contrôleur doit cependant y être robuste. La méthode la plus simple pour y arriver est d'augmenter la zone morte, aux dépens de la précision et des performances.

Un algorithme est donc proposé afin d'être robuste aux oscillations à haute fréquence tout en maintenant précision et performance. Une zone morte, θ_{db1} , est utilisée afin de gérer les erreurs de mesure de l'angle du câble. Cependant, deux autres angles, θ_{db2} et θ_{db3} , sont utilisés. Le signal θ_{p0} est premièrement défini comme (zone morte) :

$$\theta_{p0} = \begin{cases} 0 & \text{si } -\theta_{db1} < \theta_{in} < \theta_{db1} \\ \theta_{in} - \theta_{db1} & \text{si } \theta_{in} > \theta_{db1} \\ \theta_{in} + \theta_{db1} & \text{si } \theta_{in} < -\theta_{db1} \end{cases} \tag{3.6}$$

où θ_{in} est le signal d'entrée. Le signal θ_{p1} est défini comme étant (zone morte et satu-

ration) :

$$\theta_{p1} = \begin{cases} 0 & \text{si } -\theta_{db2} < \theta_{in} < \theta_{db2} \\ \theta_{in} - \theta_{db2} & \text{si } \theta_{db2} < \theta_{in} < \theta_{db3} \\ \theta_{in} + \theta_{db2} & \text{si } -\theta_{db2} > \theta_{in} > -\theta_{db3} \\ \theta_{db3} - \theta_{db2} & \text{si } \theta_{in} > \theta_{db3} \\ -\theta_{db3} + \theta_{db2} & \text{si } \theta_{in} < -\theta_{db3} \end{cases} \quad (3.7)$$

Le signal θ_{p0} correspond donc grossièrement au signal d'entrée au-dessus de θ_{db1} alors que θ_{p1} correspond au signal d'entrée entre θ_{db2} et θ_{db3} . La figure 3.6 montre un exemple d'angles de sortie θ_{p0} et θ_{p1} en fonction d'un angle d'entrée θ_{in} .

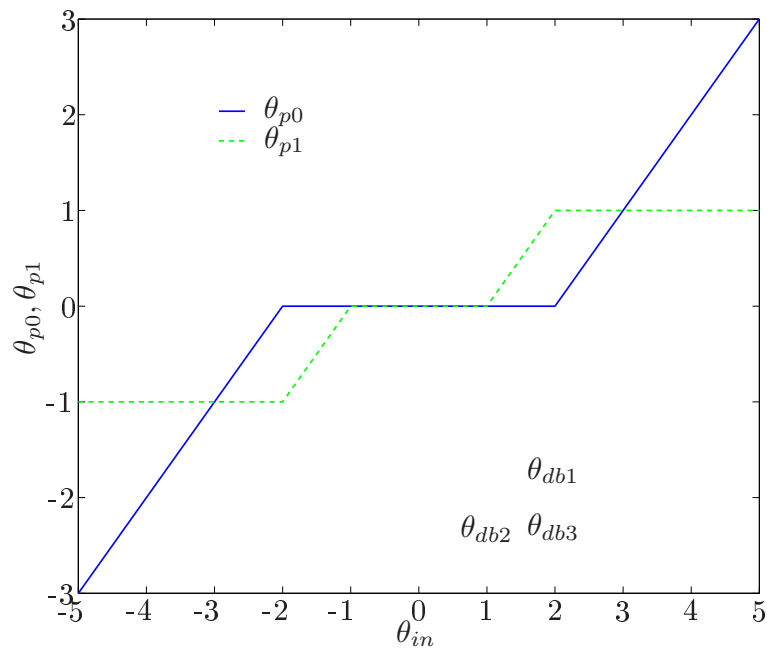


FIG. 3.6 – Exemple d'angles de sortie θ_{p0} et θ_{p1} en fonction d'un angle d'entrée θ_{in} . $\theta_{db1} = 2^\circ$, $\theta_{db2} = 1^\circ$ et $\theta_{db3} = 2^\circ$.

Afin d'éliminer les oscillations à haute fréquence de θ_{p1} , le signal est traité plus en profondeur. Un filtre passe-bas pourrait être utilisé mais au détriment d'un retard de phase indésirable qui pourrait conduire à de l'instabilité et dont le compromis est difficile en pratique. La position désirée et naturelle du câble étant verticale, un filtre spécial est proposé et schématisé à la figure 3.7. La valeur absolue de θ_{p1} est premièrement traitée avec une limite de variation (*rate limiter*). Le taux de montée est faible alors que le taux de descente est élevé et il faut alors du temps pour que le signal de sortie augmente, ce qui filtre les oscillations à haute fréquence, tout en retournant rapidement à zéro au besoin, éliminant le retard de phase. Le signal est ensuite multiplié par le signe de θ_{p1} . Le signal obtenu peut ensuite être légèrement filtré avec un filtre passe-bas et le signal

θ_{p2} est ainsi obtenu. Bien que θ_{p0} et θ_{p2} peuvent être utilisés indépendamment dans le contrôle, ils peuvent aussi être regroupés, en fonction de la définition de θ_{dbi} , tel que :

$$\theta_{pf} = \theta_{p0} + \theta_{p2} \quad (3.8)$$

Étant donné la présence de la limite du taux de montée, il faut plus de temps pour que le système bouge lorsque l'opérateur induit un angle au câble. Cependant, il est facile de régler les paramètres afin d'éliminer les hautes fréquences tout en rendant le délai imperceptible pour l'opérateur et négligeable pour la compensation de l'angle du câble, ce qui rend le compromis facile à gérer en pratique. De plus, étant donné que l'opérateur se dirige normalement dans la même direction pour une période donnée, cet effet est encore plus négligeable. L'algorithme permet d'obtenir une solution robuste, efficace et précise. Le schéma général est montré à la figure 3.7 alors qu'un exemple est montré à la figure 3.8.

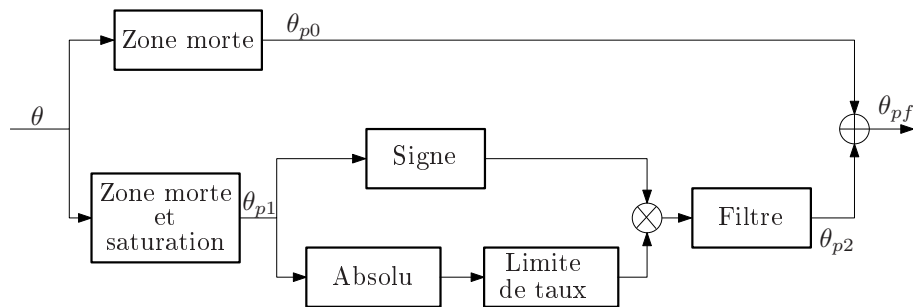


FIG. 3.7 – Filtre spécial pour éliminer les oscillations à haute fréquence autour de la position d'équilibre.

3.2.2 Treuil

Afin de déplacer le câble dans la direction verticale, un treuil est utilisé. Un moteur DC entraîne une poulie afin d'enrouler le câble et donc de changer sa longueur. Un encodeur et un potentiomètre sont connectés à l'arbre, ce qui permet de mesurer la longueur du câble. Ces signaux sont fusionnés de manière similaire à celle utilisée pour l'angle du câble. Le moteur et le ratio de réduction ont été choisis afin que le couple et la vitesse en sortie respectent les requis (soit une tension de $890N$ dans le câble provenant d'une charge statique et d'effets dynamiques et une vitesse de $0,5m/s$). Un autre facteur est l'inertie du moteur rapportée à la sortie de la réduction qui, pour des fins de commande, devait être semblable à la charge. Il faut noter que le rayon de la

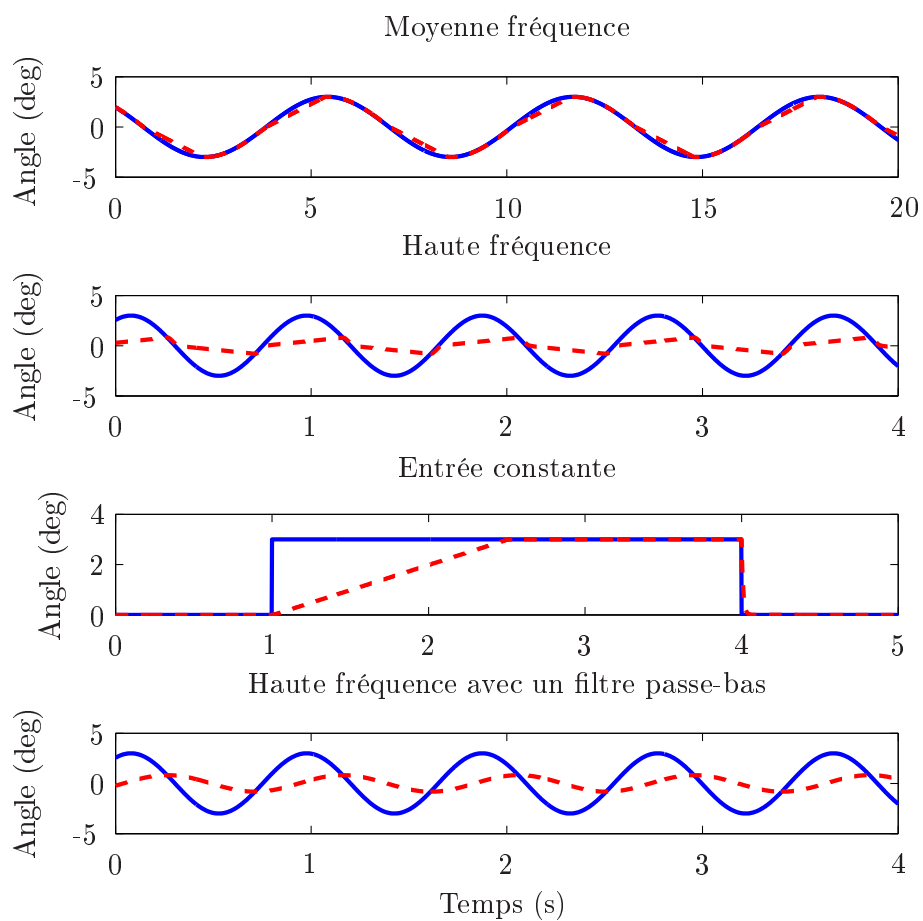


FIG. 3.8 – Exemple du filtre spécial pour éliminer les oscillations à haute fréquence autour de la position d'équilibre. La ligne pleine bleue représente le signal d'entrée alors que la ligne rouge pointillée représente la sortie du filtre.

poulie, qui a été choisi en fonction du diamètre du câble et de la course à parcourir, entre aussi dans la réduction totale. Ainsi, la poulie (rayon de 40mm) et le réducteur (ratio de 30) mènent à une réduction de 750 entre un radian au moteur et un mètre à l'effecteur.

3.2.3 Cellule de charge

Les expérimentations ont été menées avec deux cellules de charge différentes qui ne sont utilisées que pour le mode flottant (assistance verticale). Le premier est un capteur commercial d'une capacité de 200 livres de la compagnie Omega (LC-111-200). Le second est un capteur développé au Laboratoire de robotique de L'Université Laval par Thierry Laliberté. Ce capteur utilise des photo-interrupteurs (et non des jauges de contraintes qui sont sensibles au bruit de l'environnement) permettant d'obtenir un signal à faible bruit et sans dérive.

3.2.4 Accéléromètre

L'accéléromètre est placé en ligne avec le câble, près du point d'attache de la charge. Un modèle ADXL-330 a été choisi et seul l'axe en ligne avec le câble est utilisé.

3.2.5 Pont roulant

Le pont roulant utilisé pour les expérimentations est entraîné par un mécanisme parallèle avec courroie de transmissions tel que décrit à la section 1.7. Seuls les deux axes horizontaux (X et Y) sont utilisés ici puisque c'est le treuil qui produit le mouvement vertical (Z).

3.3 Dynamique

Dans cette section, les paramètres du modèle et les équations du mouvement sont développés. Ces dernières sont premièrement obtenues avec un modèle complet appelé *modèle couplé* puis ensuite, suite à des simplifications, avec un *modèle simplifié*.

3.3.1 Modèle couplé

3.3.1.1 Représentation des angles

La définition des paramètres est montrée à la figure 3.9. Les variables mesurées par le capteur d'angle sont θ_1 et θ_2 . À partir des paramètres définis à la figure 3.9(b), il est désiré d'obtenir une relation entre les angles β_i et θ_i . Un vecteur unitaire, \mathbf{e} , aligné avec le câble et dont les coordonnées du point terminal sont $[X_s, Y_s, Z_s]^T$ est premièrement défini. Le produit vectoriel entre \mathbf{e} et le vecteur unitaire $[0 \ 1 \ 0]^T$ donne la normale au plan σ_1 dans lequel le câble se situe. Le produit scalaire entre ce résultat et le vecteur unitaire $[1 \ 0 \ 0]^T$ mène au cosinus de l'angle θ_1 et le cosinus de l'angle θ_2 est obtenu de manière similaire.

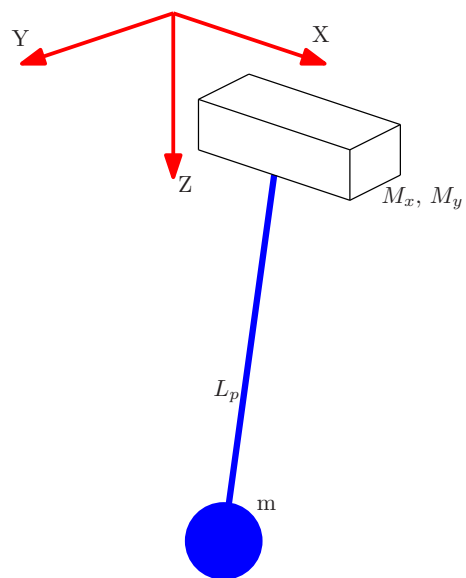
De plus, en utilisant le fait que $X_s^2 + Y_s^2 + Z_s^2 = 1$, on trouve :

$$\cos \theta_1 = \frac{\sqrt{1 - X_s^2 - Y_s^2}}{\sqrt{1 - Y_s^2}}, \cos \theta_2 = \frac{\sqrt{1 - X_s^2 - Y_s^2}}{\sqrt{1 - X_s^2}}. \quad (3.9)$$

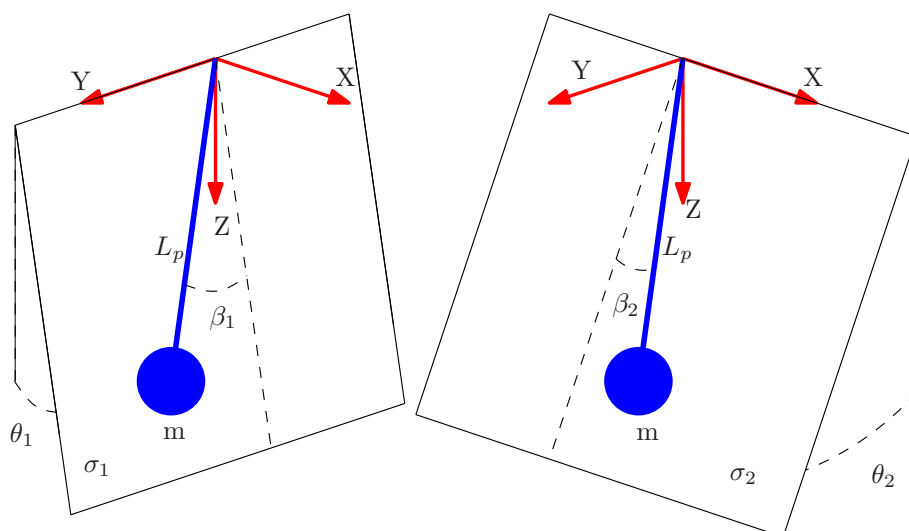
De plus, les coordonnées X_s , Y_s et Z_s sont obtenues, pour $|\theta_i| < 90^\circ$, comme

$$\begin{aligned} X_s &= \frac{\sin \theta_1 \cos \theta_2}{\sqrt{1 - \sin^2 \theta_1 \sin^2 \theta_2}} \\ Y_s &= \frac{\cos \theta_1 \sin \theta_2}{\sqrt{1 - \sin^2 \theta_1 \sin^2 \theta_2}} \\ Z_s &= \frac{\cos \theta_1 \cos \theta_2}{\sqrt{1 - \sin^2 \theta_1 \sin^2 \theta_2}}. \end{aligned} \quad (3.10)$$

Ainsi, les équations du mouvement seront obtenues en utilisant les coordonnées θ_1 et β_1 ce qui en simplifie grandement l'écriture et l'interprétation. Avec cette représentation,



(a) Vue générale.



(b) Définition du premier et second angle.

FIG. 3.9 – Définition des paramètres.

les coordonnées du point terminal du vecteur \mathbf{e} sont :

$$\begin{aligned} X_s &= \sin \theta_1 \cos \beta_1 \\ Y_s &= \sin \beta_1 \\ Z_s &= \cos \theta_1 \cos \beta_1. \end{aligned} \quad (3.11)$$

En utilisant les équations (3.10) et (3.11), ceci mène à :

$$\begin{aligned} \cos \beta_1 &= \frac{\cos \theta_2}{\sqrt{1 - \sin^2 \theta_1 \sin^2 \theta_2}} \\ \sin \beta_1 &= \frac{\cos \theta_1 \sin \theta_2}{\sqrt{1 - \sin^2 \theta_1 \sin^2 \theta_2}}. \end{aligned} \quad (3.12)$$

En prenant la dérivée de l'une ou l'autre des équations de (3.12), nous obtenons :

$$\dot{\beta}_1 = \frac{\dot{\theta}_2 \cos \theta_1 - \dot{\theta}_1 \sin \theta_1 \cos \theta_2 \sin \theta_2}{1 - \sin^2 \theta_1 \sin^2 \theta_2}. \quad (3.13)$$

3.3.1.2 Équation du mouvement

La position du centre de masse de la charge par rapport à un repère fixe est :

$$\begin{aligned} X_p &= X_c + L_p \sin \theta_1 \cos \beta_1 \\ Y_p &= Y_c + L_p \sin \beta_1 \\ Z_p &= L_p \cos \theta_1 \cos \beta_1 \end{aligned} \quad (3.14)$$

où X_p , Y_p et Z_p sont les coordonnées de la position du centre de masse dans un repère fixe, X_c et Y_c sont les coordonnées du chariot et L_p représente la distance entre le point de pivot du câble et le centre de masse de la charge, tel que montré à la figure 3.9. L'énergie potentielle est :

$$V = -mgL_p \cos \beta_1 \cos \theta_1 \quad (3.15)$$

où m est la masse de la charge et l'énergie cinétique est :

$$T = \frac{1}{2}M_x \dot{X}_c^2 + \frac{1}{2}M_y \dot{Y}_c^2 + \frac{1}{2}m(\dot{X}_p^2 + \dot{Y}_p^2 + \dot{Z}_p^2) \quad (3.16)$$

où M_x et M_y sont respectivement la masse du chariot dans la direction de l'axe X et Y . Il faut noter que la masse du câble a été négligée. À partir des équations (3.14), (3.15), (3.16)

et la méthode de Lagrange, les équations du mouvement sont obtenues et s'écrivent :

$$\begin{aligned}
F_X = & M_x \ddot{X}_c + m(\ddot{X}_c + \ddot{L}_p \cos \beta_1 \sin \theta_1 \\
& - L_p \ddot{\beta}_1 \sin \beta_1 \sin \theta_1 - L_p \dot{\beta}_1^2 \cos \beta_1 \sin \theta_1 \\
& - L_p \dot{\theta}_1^2 \cos \beta_1 \sin \theta_1 + 2\dot{L}_p \dot{\theta}_1 \cos \beta_1 \cos \theta_1 \\
& - 2L_p \dot{\beta}_1 \dot{\theta}_1 \sin \beta_1 \cos \theta_1 - 2\dot{L}_p \dot{\beta}_1 \sin \beta_1 \sin \theta_1 \\
& + L_p \ddot{\theta}_1 \cos \theta_1 \cos \beta_1)
\end{aligned} \tag{3.17}$$

$$\begin{aligned}
F_Y = & M_y \ddot{Y}_c + m(\ddot{Y}_c + 2\dot{L}_p \dot{\beta}_1 \cos \beta_1 - L_p \dot{\beta}_1^2 \sin \beta_1 \\
& + L_p \cos \beta_1 \ddot{\beta}_1 + \ddot{L}_p \sin \beta_1)
\end{aligned} \tag{3.18}$$

$$\begin{aligned}
F_L = & m(\ddot{X}_c \cos \beta_1 \sin \theta_1 + \ddot{L}_p + \ddot{Y}_c \sin \beta_1 - L_p \dot{\beta}_1^2 \\
& - L_p \dot{\theta}_1^2 \cos^2 \beta_1 - g \cos \beta_1 \cos \theta_1)
\end{aligned} \tag{3.19}$$

$$\begin{aligned}
0 = & mL_p \cos \beta_1 (L_p \ddot{\theta}_1 + \ddot{x} \cos \theta_1 + g \sin \theta_1 + 2\dot{L}_p \dot{\theta}_1 \cos \beta_1 \\
& - 2L_p \dot{\theta}_1 \dot{\beta}_1 \sin \beta_1)
\end{aligned} \tag{3.20}$$

$$\begin{aligned}
0 = & mL_p (L_p \ddot{\beta}_1 + L_p \ddot{y} \cos \beta_1 - \ddot{x} \sin \beta_1 \sin \theta + 2\dot{\beta}_1 \dot{L}_p \\
& + L_p \dot{\theta}_1^2 \cos \beta_1 \sin \beta_1 + mg \sin \beta_1 \cos \theta_1)
\end{aligned} \tag{3.21}$$

où F_X est l'effort d'actionnement du chariot selon l'axe X , F_Y est l'effort d'actionnement du chariot selon l'axe Y , F_L est la force dans le câble et les deux dernières équations caractérisent le moment libre du pendule.

Il faut noter que des équations similaires peuvent être trouvées à partir du système d'angle (θ_2, β_2) .

À partir des équations (3.17) à (3.21) et notamment (3.21), il peut être observé que le couplage entre les angles est négligeable pour des angles et vitesses angulaires relativement faibles. Les mouvements selon l'axe des X et l'axe des Y seront donc traités séparément dans la prochaine section afin de simplifier le modèle.

3.3.2 Modèle simplifié

En considérant un seul degré de liberté (l'axe des X à la figure 3.10), les équations du mouvement sont :

$$F_X = (M_x + m)\ddot{x} + m\ddot{\theta}L_p \cos \theta_1 - mL_p\dot{\theta}_1^2 \sin \theta_1 \quad (3.22)$$

$$m\ddot{L}_p \sin \theta_1 + 2m\dot{\theta}_1\dot{L}_p \cos \theta_1$$

$$0 = (\ddot{x} \cos \theta_1 + g \sin \theta_1 + L_p\ddot{\theta}_1 + 2\dot{L}_p\dot{\theta}_1)mL_p \quad (3.23)$$

et celles-ci peuvent être obtenues à partir des équations (3.17) à (3.21) en négligeant les angles et vitesses de l'autre plan de balancement de la charge. Ces équations peuvent être ensuite ramenés aux équations classiques du pendule simple tel que :

$$F_x = (M_x + m)\ddot{x} + m\ddot{\theta}_1 L_p \cos \theta_1 - mL_p\dot{\theta}_1^2 \sin \theta_1 \quad (3.24)$$

$$0 = (\ddot{x} \cos \theta_1 + g \sin \theta_1 + L_p\ddot{\theta}_1)mL_p \quad (3.25)$$

où une variation relativement lente de la longueur du câble amène à considérer L_p constante sur un pas de temps. En considérant de petits angles et en négligeant $\dot{\theta}_1^2$, les équations peuvent être linéarisés tel que :

$$F_x = (M_x + m)\ddot{x} + m\ddot{\theta}_1 L_p \quad (3.26)$$

$$0 = \ddot{x} + g\theta_1 + L_p\ddot{\theta}_1. \quad (3.27)$$

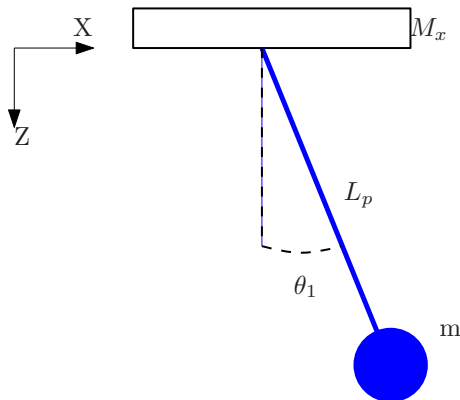


FIG. 3.10 – Définition des paramètres avec le modèle simplifié.

3.4 Assistance horizontale

Le principe du système d'assistance horizontale proposé ici consiste premièrement pour l'opérateur à pousser la charge et au système de mesurer l'angle du câble obtenu via un capteur d'angle de manière similaire à ce qui est présenté dans [Colgate et collab. \(2008\)](#); [Bicchi et collab. \(2008\)](#); [Wen et collab. \(2001\)](#); [Taylor \(2001\)](#); [Laundry et collab. \(2002\)](#); [Kahlman \(1991\)](#); [Kahlman et Olsson \(1994\)](#). L'objectif du système de contrôle est de déplacer un chariot, auquel le câble est attaché, afin de maintenir le câble vertical. Le chariot se déplacera donc dans la direction désirée par l'opérateur tout en amortissant les oscillations du câble, résultant en une assistance intuitive pour l'opérateur. De plus, étant donné que l'objectif du contrôleur est de maintenir le câble vertical, l'opérateur n'a pas à arrêter la charge par lui-même s'il veut immobiliser le système, ce qui pourrait mener à des blessures comme c'est le cas avec les systèmes passifs qui sont encore abondamment utilisés ([Bicchi et collab., 2008](#)). Un mode autonome pour lequel la position de la charge est prescrite et où les oscillations du câble sont amorties est aussi désiré.

3.4.1 Revue de la littérature

Le problème de commander la position ou la vitesse d'un système chariot-pendule tout en amortissant les oscillations du câble a été abondamment exploré dans la littérature. Dans les applications usuelles, la position du chariot est contrôlée en mode autonome ou à distance par un opérateur avec un simple bouton. Les variables de contrôle sont la position ou la vitesse du chariot et dans tous les cas, le câble doit retourner à la position verticale. Dans ces applications, les objectifs de contrôle sont d'obtenir une bonne précision de positionnement, de réduire les oscillations causées par les déplacements du chariot et celles causées par les perturbations ([Sorensen et collab., 2007](#)). Dans notre cas, la déviation du câble de la verticale n'est pas due à une perturbation à proprement dit mais plutôt à une perturbation volontaire de la part de l'opérateur qui doit interagir de manière intuitive et sécuritaire avec le système. Les méthodes de contrôle doivent donc être revues dans le contexte de ce problème.

Une méthode bien connue pour contrôler les oscillations du câble est le principe du *input shaping* ([Sorensen et collab., 2007](#)) qui consiste à convoluer le signal de référence

avec une série d'impulsions afin d'éliminer les oscillations de manière anticipée (Singh et Singhose, 2002). Le désavantage principal de cette méthode est qu'elle ne considère pas la mesure de l'angle du câble mais plutôt un modèle et ne peut donc pas réagir face aux perturbations. Une mise en oeuvre avec retour d'information de l'angle a été proposée dans Sorensen et collab. (2007) afin de pallier ce problème. Cependant, cette méthode introduit un délai et la commande est plus abrupte, ce qui n'est pas désirable dans les applications de coopération humain-robot. Une autre approche populaire est la commande par retour d'état (Piazzi et Visioli, 2002; Kim et collab., 2004; Fliess et collab., 1991). D'autres méthodes populaires sont, par exemple, la dérivation d'un contrôleur via la théorie de Lyapunov (Moustafa, 2001), la passivité (Collado et collab., 2000), la commande proportionnelle-dérivée (Fang et collab., 2001) ou la commande prédictive (MPC) (Arnold et collab., 2005; Zhu et collab., 2009; Kimiaghali et collab., 2003).

Différentes méthodes de contrôle ont aussi été proposées pour les applications interactives comme la nôtre. Par exemple, Colgate et collab. (2008) propose d'ajuster la vitesse du câble proportionnellement à l'angle du câble, sa vitesse angulaire et son intégrale. Wen et collab. (2001); Taylor (2001); Laundry et collab. (2002) propose d'estimer la force de l'opérateur, via une mesure de l'angle du câble et un modèle du système, et d'utiliser une commande par impédance avec une technique de placement de pôle.

3.4.2 Concept général

Un contrôleur basé sur un modèle simplifié de la dynamique du câble et utilisant la commande par retour d'état est proposé pour les mouvements interactifs et autonomes. Le contrôleur s'adapte en ligne en fonction de la longueur du câble et est robuste face aux variations de paramètres et aux perturbations tout en étant très intuitif pour l'opérateur.

Il est courant dans la littérature d'utiliser les équations (3.26) et (3.27) ensemble afin de concevoir le contrôleur utilisant la force F_x comme variable commandée. La conception adaptative est donc complexe et la dynamique rendue dépend grandement des paramètres du modèle. La méthode proposée ici est de découpler le problème en considérant deux contrôleurs, de manière similaire à une approche de *backstepping* (Krs-

tic et collab., 1995). Le premier contrôleur utilise l'équation (3.27) (avec la position et la vitesse du chariot et l'angle du câble et sa vitesse angulaire) en considérant la variable de contrôle comme étant l'accélération du chariot. Le second contrôleur utilise l'équation (3.26) afin de rendre l'accélération désirée calculée par le premier contrôleur. La conception du contrôleur est donc séparée en deux problèmes beaucoup plus simples, ce qui présente beaucoup d'avantages. Par exemple, la loi de commande pour s'adapter à des paramètres variables (la longueur du câble, son taux de variation, l'amortissement, la masse du chariot, etc.) est beaucoup plus simple et la solution finale est beaucoup plus robuste face aux variations de paramètres physiques. En effet, les termes négligés des équations (3.22) et (3.24) peuvent être facilement gérés par linéarisation du *feedback* (*feedback linearization*). Le premier et le second contrôleur de ce nouvel et innovateur algorithme de commande sont maintenant détaillés.

3.4.3 Premier contrôleur

Le premier contrôleur utilise l'équation (3.27) et considère la variable commandée comme étant l'accélération du chariot. Les objectifs du contrôleur sont de prescrire une position et une vitesse au chariot et un angle et une vitesse angulaire au câble. La masse du chariot et de la charge n'apparaissent pas dans la conception du premier contrôleur ce qui représente un grand avantage en pratique, spécialement pour adapter les gains du contrôleur par retour d'état en ligne pour des paramètres variables (comme la longueur du câble), étant donné que le résultat est beaucoup plus simple et que les erreurs de modélisation n'auront pas d'influence sur le contrôleur. Le principe d'utiliser seulement l'équation (3.27) est similaire à un observateur brièvement proposé dans [Sorensen et collab. \(2007\)](#); [Kim et collab. \(2004\)](#). La longueur du câble pourrait être variée afin d'aider à stabiliser les oscillations du câble mais il a été choisi de laisser cette variable indépendante des autres, pour une question d'intuitivité du système. Elle n'est donc pas considérée comme une variable de commande servant à éliminer les oscillations de la charge. De plus, dans ce modèle simplifié, la longueur du câble est considérée constante sur un pas de temps.

À partir de (3.27), les équations suivantes sont obtenues dans le domaine de Laplace (valable pour une longueur L_p fixe) :

$$\ddot{X}(s) + g\theta_1(s) + s^2L_p\theta_1(s) = 0. \quad (3.28)$$

La représentation d'état est :

$$\begin{aligned}\dot{\bar{\mathbf{x}}}_s &= \mathbf{A}_s \bar{\mathbf{x}}_s + \mathbf{B}_s u_s \\ \mathbf{y}_s &= \mathbf{C}_s \bar{\mathbf{x}}_s + \mathbf{D}_s u_s\end{aligned}\quad (3.29)$$

où \mathbf{y}_s est le vecteur de sortie, $\bar{\mathbf{x}}_s$ est le vecteur d'état, u_s le scalaire d'entrée, \mathbf{A}_s est une matrice d'état $n \times n$, \mathbf{B}_s est une matrice d'entrée $n \times m$, \mathbf{C}_s est une matrice d'observation $p \times n$, \mathbf{D}_s est une matrice de transmission directe $p \times m$ et où n est le nombre d'états, m est le nombre d'entrées et p est le nombre de sorties.

Dans le cas étudié ici, on a $\bar{\mathbf{x}}_s = \left[x \quad \dot{x} \quad \theta_1 \quad \dot{\theta}_1 \right]^T$ et $u_s = \ddot{x}$, avec

$$\mathbf{A}_s = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & \frac{-g}{L_p} & 0 \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad \mathbf{B}_s = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \\ \frac{-1}{L_p} \end{bmatrix}. \quad (3.30)$$

La loi de commande est

$$u_s = \mathbf{K}_R \mathbf{e} \quad (3.31)$$

où

$$\mathbf{K}_R = \left[K_x \quad K_v \quad -K_\theta \quad -K_{\theta p1} \right] \quad (3.32)$$

et

$$\mathbf{e} = \bar{\mathbf{x}}_r - \bar{\mathbf{x}} = \begin{bmatrix} x_r - x_d \\ \dot{x}_r - \dot{x}_d \\ \theta_{1r} - \theta_1 \\ \dot{\theta}_{1r} - \dot{\theta}_1 \end{bmatrix} \quad (3.33)$$

où K_x , K_v , K_θ et $K_{\theta p1}$ sont les gains de commande, x_r , \dot{x}_r , θ_{1r} et $\dot{\theta}_{1r}$ sont respectivement la référence de position et de vitesse du chariot et de l'angle et de vitesse angulaire du câble et x_d et \dot{x}_d sont la position et la vitesse obtenues en intégrant l'accélération désirée tel que détaillé aux équations (3.34) et (3.35). Dans notre cas, \dot{x}_r , θ_{1r} et $\dot{\theta}_{1r}$ sont réglés à zéro bien que \dot{x}_r pourrait être réglé de manière à correspondre à la vitesse de référence du chariot. Les valeurs de position et vitesse mesurées pourraient aussi être utilisées au lieu de x_d et \dot{x}_d mais, de manière similaire à la commande par admittance, avec plus de difficulté en pratique tel qu'expliqué à la section 1.3. Il faut aussi noter que les gains de commande peuvent être heuristiquement modifiés à partir de ceux calculés.

De plus, les gains de commande peuvent être utilisés sur la somme de θ_{p0} et θ_{p2} (de la section 3.2.1.4) ou bien prendre des valeurs différentes pour chaque angle et leur dérivée.

3.4.4 Second contrôleur

Le second contrôleur utilise l'équation (3.26) afin de rendre l'accélération désirée, c'est-à-dire la commande obtenue par le premier contrôleur. Étant donné qu'une commande en accélération n'est pas pratique, une commande en vitesse est utilisée en mode de coopération et une commande en position est utilisée en mode autonome. La sortie du second contrôleur est définie comme étant u_2 tel que montré à la figure 3.11.

La vitesse désirée, afin de rendre l'accélération voulue, est intégrée avec une approximation rectangulaire ¹, c'est-à-dire :

$$\begin{aligned}\ddot{x}_d(k) &= u_s = \mathbf{K}_r \mathbf{e} \\ \dot{x}_d(k) &= \dot{x}_d(k-1) + \ddot{x}_d(k)T_s\end{aligned}\quad (3.34)$$

alors que la position est obtenue avec :

$$x_d(k) = x_d(k-1) + \dot{x}_d(k-1)T_s + \frac{1}{2}\ddot{x}_d(k)T_s^2 \quad (3.35)$$

où T_s est la période d'échantillonnage, k est le pas de temps et x_d , \dot{x}_d et \ddot{x}_d sont respectivement la position, vitesse et accélération désirée.

Il faut noter que cette méthode d'intégration est utilisée en IpHR pour la commande en admittance (voir section 1.7) et que, même s'il est préférable d'utiliser la valeur de vitesse désirée au pas de temps précédent ($\dot{x}_d(k-1)$), la vitesse mesurée pourrait aussi être utilisée dans les équations précédentes. De plus, il faut noter que le terme d'amortissement règle un problème potentiel de dérive lors de l'intégration de l'accélération.

L'accélération désirée est ainsi obtenue mais en utilisant une commande en vitesse ou en position, ce qui est plus pratique, et ce qui permet d'utiliser une simple commande

¹une intégration bilinéaire aurait aussi pu être utilisée.

PID ou des algorithmes plus complexes. Par exemple, une commande par couple pré-calculé utilisant les équations (3.22),(3.24),(3.26),(3.17) ou (3.18) peut être utilisée afin d'augmenter les performances du système de commande. Dans ce cas, la masse du chariot et de la charge sont requises, mais leur précision est beaucoup moins importante qu'avec les schémas de commande usuels car ils n'affectent pas les gains de commande utilisés pour stabiliser les oscillations de la charge (qui sont pris en charge par le premier contrôleur). De plus, une commande en boucle fermée sur la position ou la vitesse (tel un PID) est aussi utilisée et sa structure rend la commande plus robuste face aux variations des différents paramètres physiques. Au contraire, les gains des schémas normalement utilisés dépendent des paramètres et le calcul des forces à appliquer se fait via un modèle, le tout reposant donc énormément sur l'exactitude de l'estimation des paramètres (ce qui peut être très difficile voire impossible).

Les termes négligés du modèle complet tel que \dot{L}_p , $\dot{\beta}_1$, $\dot{\theta}_1^2$ et la friction visqueuse peuvent aisément être compensés, par exemple avec les gains $K_{\theta 1}$ and $K_{\theta p 1}$, en les considérant constants sur un pas de temps, de manière similaire à ce qui a été fait avec la longueur du câble et en utilisant la commande en boucle fermée.

La figure 3.11 présente le schéma de commande général. La sortie de la commande par retour d'état est obtenue à partir de l'équation (3.34) pour le mode coopération et de l'équation (3.35) pour le mode autonome. Le bloc de limite et de saturation est utilisé par sécurité afin d'introduire des murs virtuels et des limites sur la vitesse et l'accélération.

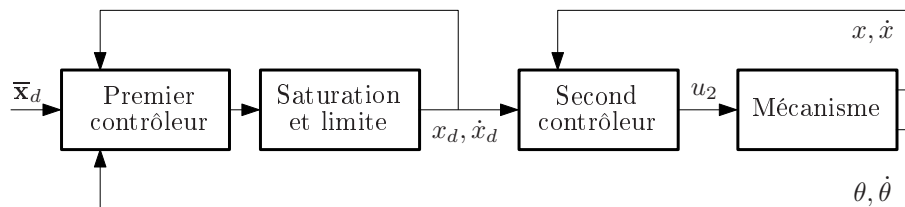


FIG. 3.11 – Schéma général de commande du système d'assistance à câble.

3.4.5 Mode coopération

En mode coopération, une commande en vitesse est utilisée afin de rendre un comportement plus libre. Il n'y a donc pas de position de référence et le gain K_x est alors

réglé à zéro. Le gain $K_{\theta p1}$ (gain sur la vitesse angulaire) peut être utilisé ou non, selon le choix du concepteur et la qualité du signal. Un contrôleur adaptatif basé sur le placement de pôles et la commande par retour d'état est proposé ici.

L'équation caractéristique du système est obtenue par :

$$\det [s\mathbf{I} - \mathbf{A}_s + \mathbf{B}_s\mathbf{K}_r] = 0 \quad (3.36)$$

où \mathbf{I} est la matrice identité de dimension $n \times n$, ce qui conduit à

$$\frac{s^3 L_p + s^2(K_{\theta p1} + K_v L_p) + s(g + K_{\theta 1}) + K_v g}{L_p} = 0 \quad (3.37)$$

où $K_{\theta 1}$ et $K_{\theta p1}$ sont considérés comme étant négatifs par défaut.

La fonction de transfert entre l'angle θ_1 et l'angle initial du câble $\theta_1(0)$ est (valide pour une longueur L_p fixe) :

$$\frac{(s + K_v)L_p s}{s^3 L_p + s^2(K_{\theta p1} + K_v L_p) + s(g + K_{\theta 1}) + K_v g}. \quad (3.38)$$

La méthodologie proposée est d'utiliser le placement de pôle adaptatif en plaçant les pôles à :

$$(s + p_1)(s^2 + 2\zeta_1\omega_{n1} + \omega_{n1}^2) \quad (3.39)$$

où p_1 correspond à un pôle réel simple et ω_{n1} et ζ_1 correspondent à la fréquence et l'amortissement associés aux pôles complexes. Deux méthodes sont proposées : la première utilise les gains K_v et $K_{\theta 1}$ alors que la seconde utilise aussi $K_{\theta p1}$.

3.4.5.1 Utilisation des gains K_v et $K_{\theta 1}$

En égalant les équations (3.37) et (3.39) et en supposant $K_{\theta p1}$ nul, les équations suivantes sont obtenues :

$$\begin{aligned} K_v &= p_1 + 2\zeta_1\omega_{n1} \\ g/L_p + K_{\theta 1}/L_p &= \omega_{n1}^2 + 2\zeta_1\omega_{n1}p_1 \\ K_v g/L_p &= p_1\omega_{n1}^2 \end{aligned} \quad (3.40)$$

et il est donc proposé d'utiliser :

$$\begin{aligned}
 p_1 &= \frac{2g\zeta_1\omega_{n1}}{-g + \omega_{n1}^2 L_p} \\
 K_v &= \frac{p_1\omega_{n1}^2 L_p}{g} \\
 K_{\theta_1} &= (\omega_{n1}^2 - g/L_p + 2\zeta_1\omega_{n1}p_1)L_p
 \end{aligned} \tag{3.41}$$

où $\omega_{n1} \geq \sqrt{\frac{g}{L_p}}$ et ζ_1 sont des paramètres de conception. Les gains de commande s'adaptant à différentes longueurs de câble sont ainsi obtenus. Le zéro de la fonction de transfert influence la réponse mais n'a pas d'effet pratique car celui-ci est relativement élevé. La fréquence ω_{n1} est choisie très près de $\sqrt{\frac{g}{L_p}}$ mais pas trop près pour éviter des problèmes numériques. Le schéma de commande de la figure 3.11 est ensuite utilisé avec ces gains afin de gérer la coopération avec l'opérateur tout en stabilisant le câble. Il faut noter que pour un système où les valeurs propres imposées sont variables (tel que p_1 dans ce cas), le fait que celles-ci soient dans le demi-plan gauche ne suffit pas à assurer la stabilité. En pratique p_1 ne varie cependant pas beaucoup ou rapidement dans notre cas. Une étude plus poussée, utilisant par exemple une fonction de Lyapunov, devrait être utilisée afin de prouver la stabilité du système. Il serait aussi possible d'utiliser le gain $K_{\theta p_1}$ (présenté à la section suivante) afin d'imposer des valeurs propres fixes. De plus, il serait possible d'intégrer la consigne de vitesse afin d'obtenir une consigne de position et ainsi utiliser le contrôleur présenté plus loin pour le mode autonome.

3.4.5.2 Utilisation des gains K_v , K_θ et $K_{\theta p_1}$

Le fait d'utiliser le gain $K_{\theta p_1}$ rend le système plus intuitif étant donné que ceci permet au chariot de se déplacer non seulement en fonction de l'angle du câble mais aussi de sa vitesse.

En égalant les équations (3.37) et (3.39) les équations suivantes sont obtenues :

$$\begin{aligned}
 K_v + K_{\theta p_1}/L_p &= p_1 + 2\zeta_1\omega_{n1} \\
 g/L_p + K_{\theta_1}/L_p &= \omega_{n1}^2 + 2\zeta_1\omega_{n1}p_1 \\
 K_v g/L_p &= p_1\omega_{n1}^2.
 \end{aligned} \tag{3.42}$$

Avec cette forme, il serait possible de maintenir les pôles constants même si la longueur du câble varie. Cependant, il est suggéré de laisser le pôle p_1 libre, tel qu'avec la méthode précédente, de façon à ce que $K_{\theta p_1}$ soit un paramètre de conception. En effet,

il est souhaitable pour l'interaction que ce paramètre soit intuitif et ce ne serait pas nécessairement le cas si les paramètres étaient choisis afin de garder p_1 constant. Les paramètres suivants sont donc obtenus :

$$\begin{aligned} p_1 &= \frac{-g(K_{\theta p_1} - 2\zeta\omega_{n1}L_p)}{L_p(-g + \omega_{n1}^2L_p)} \\ K_v &= \frac{p_1\omega_{n1}^2L_p}{g} \\ K_{\theta 1} &= (\omega_{n1}^2 - g/L_p + 2\zeta\omega_{n1}p_1)L_p \end{aligned} \quad (3.43)$$

où $\omega_{n1} \geq \sqrt{\frac{g}{L_p}}$, ζ et $K_{\theta p_1}$ sont des paramètres de conception. Les gains de commande s'adaptant à différentes longueurs de câble sont ainsi obtenus. Le zéro de la fonction de transfert influence la réponse mais n'a pas d'effet pratique car celui-ci est relativement élevé. Finalement, la fréquence ω_{n1} est choisie très près de $\sqrt{\frac{g}{L_p}}$ mais pas trop près pour éviter des problèmes numériques. Le schéma de commande de la figure 3.11 est ensuite utilisé avec ces gains afin de gérer la coopération avec l'opérateur tout en stabilisant le câble. Il faut noter que pour un système où les valeurs propres imposées sont variables (tel que p_1 dans ce cas), le fait que celles-ci soient dans le demi-plan gauche ne suffit pas à assurer la stabilité. En pratique p_1 ne varie cependant pas beaucoup ou rapidement dans notre cas. Une étude plus poussée, utilisant par exemple une fonction de Lyapunov, devrait être utilisée afin de prouver la stabilité du système. Il serait aussi possible de faire varier $K_{\theta p_1}$ afin d'imposer des valeurs propres fixes. De plus, il serait possible d'intégrer la consigne de vitesse afin d'obtenir une consigne de position et ainsi utiliser le contrôleur présenté plus loin pour le mode autonome.

3.4.6 Mode autonome

En mode autonome, le gain K_x est utilisé pour prescrire la position du chariot. Le gain $K_{\theta p_1}$ (gain sur la vitesse angulaire) peut être utilisé ou non, selon le choix du concepteur et la qualité du signal. Un contrôleur adaptatif basé sur le placement de pôles, la commande par retour d'état et utilisant $K_{\theta p_1}$ est proposé ici.

De manière similaire au mode de coopération, les pôles du système sont (valide pour une longueur L_p fixe) :

$$\frac{s^4L + s^3(K_{\theta p_1} + K_vL_p) + s^2(g + K_{\theta 1} + K_xL_p) + s(K_vg) + K_xg}{L_p} \quad (3.44)$$

où K_{θ_1} et $K_{\theta_{p1}}$ sont considérés comme étant négatifs par défaut.

La fonction de transfert entre l'angle θ_1 et l'angle initial du câble $\theta_1(0)$ est (valide pour une longueur L_p fixe) :

$$\frac{(s^3 L_p + s^2 K_v L_p + K_{\theta_{p1}} + s L_p K_x)}{s^4 L_p + s^3 (K_{\theta_{p1}} + K_v L_p) + s^2 (g + K_{\theta_1} + K_x L_p) + s (K_v g) + K_x g}. \quad (3.45)$$

La fonction de transfert de la position du chariot x en réponse à une position de référence x_r est (valide pour une longueur L_p fixe) :

$$\frac{K_x (s^2 L_p + g)}{s^4 L_p + s^3 (K_{\theta_{p1}} + K_v L_p) + s^2 (g + K_{\theta_1} + K_x L_p) + s (K_v g) + K_x g} \quad (3.46)$$

et la fonction de transfert de l'angle θ_1 en réponse à la même position de référence x_r est (valide pour une longueur L_p fixe) :

$$\frac{-K_x s^2}{s^4 L_p + s^3 (K_{\theta_{p1}} + K_v L_p) + s^2 (g + K_{\theta_1} + K_x L_p) + s (K_v g) + K_x g}. \quad (3.47)$$

Il y a donc un compromis entre la trajectoire de la position du chariot et l'élimination des oscillations du câble. En ce qui a trait aux dernières équations, ceci est dû aux zéros de la fonction de transfert.

La méthodologie proposée est d'utiliser le placement de pôle adaptatif en plaçant les pôles à :

$$(s + p_1)^2 (s^2 + 2\zeta_1 \omega_{n1} s + \omega_{n1}^2) \quad (3.48)$$

similairement à ce qui a été fait à la section précédente.

En égalant les pôles des équations (3.44) et (3.48) les équations suivantes sont obtenues :

$$\begin{aligned} 2\zeta_1 \omega_{n1} + 2p_1 &= K_v + K_{\theta_{p1}}/L_p \\ \omega_{n1}^2 + 4\zeta_1 \omega_{n1} p_1 + p_1^2 &= K_{\theta_1}/L_p + K_x + g/L_p \\ 2\omega_{n1}^2 p_1 + 2\zeta_1 \omega_{n1} p_1^2 &= K_v g/L_p \\ \omega_{n1}^2 p_1^2 &= K_x g/L_p \end{aligned} \quad (3.49)$$

et il est donc proposé d'utiliser :

$$\begin{aligned}
K_x &= \omega_{n1}^2 p_1^2 L_p / g \\
K_v &= 2\omega_{n1} p_1 L_p (\omega_{n1} + \zeta_1 p_1) / g \\
K_{\theta 1} &= (\omega_{n1}^2 + 4\zeta_1 \omega_{n1} p_1 + p_1^2 - K_x - g/L_p) L_p \\
K_{\theta p 1} &= (2\zeta_1 \omega_{n1} + 2p_1 - K_v) L_p
\end{aligned} \tag{3.50}$$

où $\omega_{n1} \geq \sqrt{\frac{g}{L_p}}$, ζ_1 est un paramètre de conception et p_1 est heuristiquement choisi égal à ω_{n1} afin d'être sur le même cercle complexe que les autres pôles. L'utilisation de deux pôles complexes et deux pôles réels représente un choix de conception et d'autres options seraient possibles. Les gains de commande s'adaptant à différentes longueurs de câble sont ainsi obtenus. Le zéro de la fonction de transfert influence la réponse mais n'a pas d'effet pratique car celui-ci est relativement élevé. Finalement, la fréquence ω_{n1} est choisie très près de $\sqrt{\frac{g}{L_p}}$ mais pas trop près pour éviter des problèmes numériques.

Il faut noter que l'opérateur peut aussi pousser la charge en mode autonome. Le chariot se déplacera donc dans la direction désirée par l'opérateur tout en étant attiré vers sa position de référence et en annulant les oscillations du câble. Selon les gains de commande, il sera plus ou moins facile d'éloigner le chariot de sa position de référence. Le schéma de commande de la figure 3.11 est ensuite utilisé avec ces gains afin de gérer la position de référence, la coopération avec l'opérateur et la stabilisation du câble.

3.4.7 Transfert de mode

Lorsqu'il y a un transfert entre un mode et un autre (coopération, autonome, arrêt ou autre), des profils d'accélération et de secousse brusques peuvent survenir. Le profil abrupt le plus fréquent survient lorsqu'il y a un transfert de mode lorsque l'angle du câble est non nul. Un transfert sans à-coup (*bumpless transfer*) est alors considéré et différentes approches sont possibles tel que mémoriser la dernière commande ou bien utiliser un observateur. Cependant, ces méthodes étaient plus difficilement applicables en pratique dans notre cas en raison de la structure de l'algorithme de commande.

La méthode proposée consiste à mémoriser la vitesse mesurée lorsqu'un changement de mode est requis. En mode coopération, la vitesse désirée en sortie du transfert sans

à-coup est :

$$v_{out} = a_m v_0 + (1 - a_m) v_d \quad (3.51)$$

où v_{out} est la vitesse de sortie de l'algorithme de transfert de mode alors que v_d est la vitesse désirée en entrée et v_0 est la vitesse mesurée au moment du transfert de mode. La variable a_m est réinitialisée à 1 lorsqu'un transfert de mode se produit et est multipliée par le paramètre de conception b_m à chaque pas de temps tel que :

$$a_m(k) = a_m(k - 1) b_m \quad (3.52)$$

où $b_m < 1$ et peut être obtenu, par exemple, pour que la valeur de $a_m(k)$ soit de 0.05 après un temps donné. Au départ, v_{out} est donc égal à la vitesse mesurée (v_0) et après un certain temps, selon le paramètre b_m , a_m décroît vers 0 et v_{out} vers v_d . En résumé, l'idée est de passer de la vitesse actuelle au moment du transfert (v_0) à la valeur désirée (v_d) de manière douce et filtrée. Un exemple est montré à la figure 3.12. Le principe pour le mode autonome est similaire. La position désirée est premièrement remise à la position mesurée et la vitesse sans à-coup est intégrée afin d'obtenir une nouvelle position désirée respectant cette vitesse. Il serait possible d'adoucir davantage le tout en considérant aussi l'accélération dans le transfert de mode.

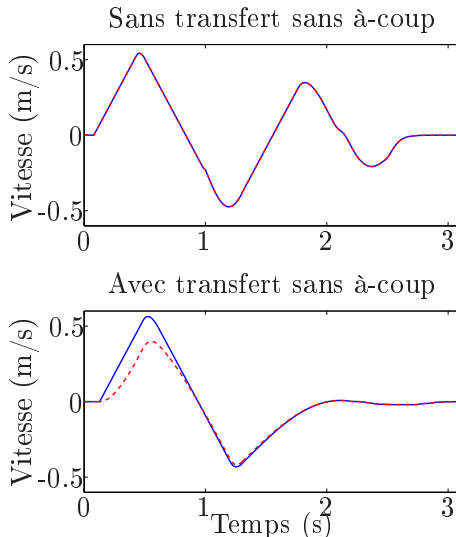


FIG. 3.12 – Exemple de transfert sans à-coup avec $b_m = 0.995$ et $T_s = 2ms$. La ligne bleue pleine représente la vitesse désirée alors que la ligne pointillée rouge représente la sortie du transfert de mode sans à-coup.

3.5 Assistance verticale

Cette section présente l'algorithme d'interaction verticale du système d'assistance à câble. Aussi appelé mode flottant, celui-ci est similaire à la commande par admittance vue au chapitre 1. Cependant, pour éviter d'avoir recours à une poignée encombrante et afin de permettre une interaction directe avec la charge, le capteur de force est placé sur le câble, en ligne avec la charge. La lecture de ce capteur est donc soumise à certains effets dynamiques de la charge et ceux-ci doivent être compensés dans le contrôleur afin de pouvoir correctement estimer la force appliquée par l'opérateur ainsi que la masse de la charge. Dans un premier temps, l'estimation de l'accélération du centre de masse de la charge est présentée. Par la suite, les estimations de la masse de la charge et de la force appliquée par l'opérateur sont détaillées. Finalement, la commande elle-même est décrite.

3.5.1 Estimation de l'accélération du centre de masse de la charge

Afin que l'opérateur puisse être assisté en appliquant des forces sur n'importe quel point de la charge et afin d'obtenir une coopération verticale, une cellule de charge est placée en ligne avec le câble. Le signal de ce capteur dépendra des effets dynamiques de la charge et la force mesurée par le capteur est donc (voir l'équation (3.19)) :

$$\begin{aligned} f_L &= f_H + m(\ddot{X}_c \cos \beta_1 \sin \theta_1 + \ddot{L}_p - L_p \dot{\beta}_1^2 \\ &\quad - L_p \dot{\theta}_1^2 \cos^2 \beta_1 + \ddot{Y}_c \sin \beta_1 - g \cos \beta_1 \cos \theta_1) \\ &= f_H + ma_p \end{aligned} \quad (3.53)$$

où f_H est la force appliquée par l'opérateur dans la direction du câble et a_p est l'accélération du centre de masse de la charge dans cette même direction, c'est-à-dire

$$\begin{aligned} a_p &= (\ddot{X}_c \cos \beta_1 \sin \theta_1 + \ddot{L}_p - L_p \dot{\beta}_1^2 \\ &\quad - L_p \dot{\theta}_1^2 \cos^2 \beta_1 + \ddot{Y}_c \sin \beta_1 - g \cos \beta_1 \cos \theta_1). \end{aligned} \quad (3.54)$$

Afin d'estimer la masse de la charge et les forces appliquées par l'opérateur avec précision, les effets dynamiques agissant sur la cellule de charge doivent être compensés

dans le contrôleur. Ce problème est connu dans la littérature ([Wannasuphoprasit et collab., 2001](#); [Devos, 2008](#)) et a été en partie adressé. Trois méthodes sont détaillées afin d'obtenir l'accélération du centre de masse de la charge : la méthode de l'accéléromètre, la méthode de compensation individuelle et la méthode de fusion.

3.5.1.1 Méthode de l'accéléromètre

La méthode de l'accéléromètre est celle qui se retrouve dans la littérature ([Wannasuphoprasit et collab., 2001](#); [Devos, 2008](#)). Cependant, tel qu'il sera montré, elle mène à des résultats limités en pratique.

Première méthode

La première méthode ne prend en compte que l'accélération d'enroulement du câble (\ddot{L}) et la gravité. Bien que plusieurs solutions soient possibles ([Devos, 2008](#)), la manière classique est de placer un accéléromètre rotatif sur l'arbre du treuil afin de mesurer l'accélération angulaire du moteur et l'accélération verticale d'enroulement du câble peut ainsi être facilement trouvée ([Wannasuphoprasit et collab., 2001](#)). L'estimation de l'accélération est donc :

$$\hat{a}_{A1} = (\ddot{L} - g) \quad (3.55)$$

où l'indice $A1$ est utilisé en tant que *méthode d'accélération un* et la gravité est connue. Plusieurs termes de l'équation (3.54) sont ainsi négligés et l'estimation n'est précise que si le câble est vertical. Cette estimation semble être la solution utilisée dans [Wannasuphoprasit et collab. \(2001\)](#).

Seconde méthode

La seconde méthode utilise un accéléromètre afin de mesurer certains effets dynamiques. Un accéléromètre linéaire peut être placé en ligne avec le câble ([Wannasuphoprasit et collab., 2001](#)) et une solution similaire semble être utilisée dans [Devos \(2008\)](#). Cependant, cette estimation ne représente pas bien l'accélération du centre de masse de la charge en pratique. En effet, l'estimation de l'accélération, \hat{a}_{A2} , correspondant au signal de l'accéléromètre a_{acc} , est :

$$\begin{aligned} \hat{a}_{A2} = a_{acc} = & (\ddot{X}_c \cos \beta_1 \sin \theta_1 + \ddot{L}_a + \ddot{Y}_c \sin \beta_1 - L_a \dot{\beta}_1^2 \\ & - L_a \dot{\theta}_1^2 \cos^2 \beta_1 - g \cos \beta_1 \cos \theta_1) \end{aligned} \quad (3.56)$$

où L_a est la distance entre le point de pivot du câble et l'accéléromètre tel que montré à la figure 3.13. Cependant, ceci diffère de l'accélération du centre de masse de la charge (voir équation (3.54)) qui est celle qui doit être considérée. La différence est

$$a_{acc} - a_p = (L_p - L_a)(\dot{\beta}_1^2 + \dot{\theta}_1^2 \cos^2 \beta_1) \quad (3.57)$$

et est importante en pratique, spécialement si le centre de masse de la charge est loin de l'accéléromètre, ce qui est souvent le cas. Étant donné que le signal de l'accéléromètre mesure la somme des effets dynamiques, il n'est pas possible d'en isoler un pour ajuster ce biais. Afin d'être précis, l'accéléromètre pourrait être placé directement sur la charge mais ceci n'est pas très pratique car il faudrait par exemple le connecter/déconnecter à chaque fois que la charge change. De plus, le signal de l'accéléromètre est bruité, peut dériver avec le temps et n'est pas nécessairement fiable lorsque des impacts ou des chocs surviennent.

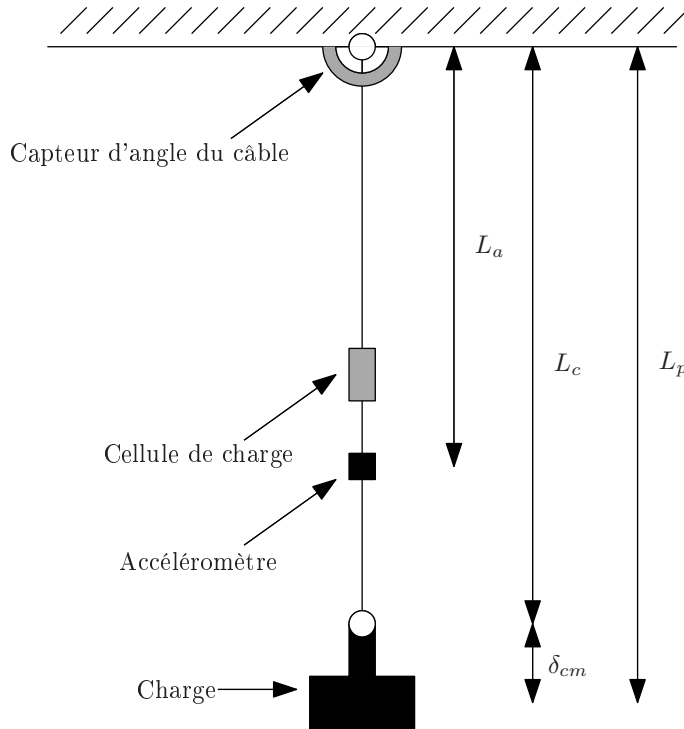


FIG. 3.13 – Définition des longueurs.

3.5.1.2 Méthode individuelle

La méthode proposée ici est de calculer chaque terme de l'équation (3.54) de manière individuelle. Cette méthode présente l'avantage de ne présenter aucune dérive et l'estimation peut être précise car elle peut être faite au centre de masse de la charge.

Cependant, elle peut être sujet au bruit, spécialement lorsqu'elle requiert des estimations directes d'accélération. Même si une approximation de la distance entre le centre de masse de la charge et son point d'attache est requise (δ_{cm}), ce qui n'est pas un problème en pratique, cette méthode mène à de meilleurs résultats que la méthode de l'accéléromètre proposé dans la littérature car l'estimation de l'accélération se fait très près du centre de masse de la charge.

L'estimation est :

$$\begin{aligned} \hat{a}_I = & (\ddot{X}_c \cos \beta_1 \sin \theta_1 + \ddot{L}_p - L_p \dot{\beta}_1^2 \\ & - L_p \dot{\theta}_1^2 \cos^2 \beta_1 + \ddot{Y}_c \sin \beta_1 - g \cos \beta_1 \cos \theta_1) \end{aligned} \quad (3.58)$$

où \hat{a}_I est l'estimation de l'accélération du centre de masse de la charge avec la méthode individuelle. Une simplification pourrait être utilisée pour de petits angles, par exemple :

$$\begin{aligned} \hat{a}_{IS} = & (\ddot{X}_c \sin \theta_1 + \ddot{L}_p - L_p \dot{\theta}_2^2 \\ & - L_p \dot{\theta}_1^2 + \ddot{Y}_c \sin \theta_2 - g \cos \theta_1 \cos \theta_2) \end{aligned} \quad (3.59)$$

où \hat{a}_{IS} est l'estimation de l'accélération du centre de masse de la charge avec la méthode individuelle simplifiée. Cependant, étant donné qu'il n'est pas plus complexe d'utiliser \hat{a}_I que \hat{a}_{IS} , et qu'elle est beaucoup plus précise, il est suggéré d'utiliser \hat{a}_I .

À partir de l'équation (3.58), plusieurs mesures sont requises :

- **L'angle du câble θ_1 et θ_2 (duquel β_1 est déduit)** : Ceux-ci sont obtenus via le capteur d'angle du câble tel qu'expliqué à la section 3.3.1.1.
- **La vitesse angulaire du câble $\dot{\theta}_1$ et $\dot{\theta}_2$ (duquel $\dot{\beta}_1$ est déduit)** : Ceux-ci sont obtenus via la dérivée de l'angle du câble (ici obtenue avec un filtre de Kalman). Un capteur de vitesse (comme un gyroscope) pourraient aussi être placé sur les arbres du capteur d'angle.
- **Longueur du câble L_c** : Obtenu avec un capteur de position sur l'arbre du moteur (ici un potentiomètre et un encodeur incrémental sont fusionnés). La position de la charge, L_p , est obtenue avec :

$$L_p = L_c + \delta_{cm} \quad (3.60)$$

où L_c est la longueur du câble, δ_{cm} est une approximation de la distance entre l'attache de la charge et son centre de masse tel que montré à la figure 3.13.

- **L'accélération de la longueur du câble \ddot{L}_p** : Comme il sera expliqué, elle est obtenue en fusionnant l'accélération désirée et la seconde dérivée de la longueur

du câble. Un seul de ces signaux pourrait aussi être utilisé directement bien que le résultat ne serait pas d'aussi bonne qualité. Un accéléromètre de rotation ou un gyroscope (dont on prendrait la dérivée) pourraient aussi être placés sur l'arbre du moteur. Il est ensuite facile d'obtenir l'accélération verticale du câble à partir de cette estimation.

- **Accélération du chariot \ddot{X}_C et \ddot{Y}_C** : Comme il sera expliqué, elle est obtenue en fusionnant l'accélération désirée et la seconde dérivée de la position du chariot. Un seul de ces signaux pourrait aussi être utilisé directement bien que le résultat ne serait pas d'aussi bonne qualité. Un accéléromètre de rotation ou un gyroscope (dont on prendrait la dérivée) pourraient aussi être placés sur l'arbre du moteur et des accéléromètres linéaires pourraient aussi être placés sur le chariot.

L'estimation de l'accélération est ensuite obtenue en entrant toutes ces mesures et estimations dans l'équation (3.58).

Fusion pour l'estimation de l'accélération

Comme il a été mentionné, l'accélération verticale du câble \ddot{L}_p et l'accélération du chariot \ddot{X}_C et \ddot{Y}_C sont obtenues en fusionnant l'accélération désirée avec la seconde dérivée de la mesure de position. Si l'accélération désirée était utilisée seule, le signal serait de bonne qualité mais il pourrait y avoir un biais car le robot ne suit pas nécessairement parfaitement la référence. Utiliser la seconde dérivée de la mesure de la position mènerait à un signal près de la réalité mais extrêmement bruité. L'idée est ici de fusionner les deux signaux afin de retenir l'avantage de chacun et la technique est inspirée de [Kostic et collab. \(2004a\)](#) avec l'aide d'un filtre de Kalman ([Belanger et collab., 1998](#)). L'erreur est définie tel que :

$$e_i = q_{di} - q_i \quad (3.61)$$

où q_i est la mesure de la position articulaire pour l'articulation i et q_{di} est la position désirée. Un filtre de Kalman avec un modèle d'accélération de troisième ordre ([Belanger et collab., 1998](#)) est utilisé afin d'estimer les états $\hat{\mathbf{x}}_i(k)$:

$$\hat{\mathbf{x}}_i(k) = \begin{bmatrix} \hat{e}_i(k) & \hat{\dot{e}}_i(k) & \hat{\ddot{e}}_i(k) \end{bmatrix}^T. \quad (3.62)$$

L'estimation de l'accélération est ensuite reconstruite avec :

$$\begin{aligned} \hat{q}_i &= q_{di} - \hat{e}_i \\ \hat{\dot{q}}_i &= \dot{q}_{di} - \hat{\dot{e}}_i \\ \hat{\ddot{q}}_i &= \ddot{q}_{di} - \hat{\ddot{e}}_i \end{aligned} \quad (3.63)$$

où \hat{q}_i , $\hat{\dot{q}}_i$ et $\hat{\ddot{q}}_i$ sont respectivement l'estimation finale de la position, la vitesse et l'accélération.

Ceci mène à une meilleure estimation que si le filtre de Kalman avait été appliqué directement sur le signal q_i . En effet, le signal d'erreur a moins d'amplitude et de largeur de bande que le signal de position et il est en général plus facile d'obtenir un signal de qualité tout en réduisant les désavantages d'un filtre comme le délai. Par exemple, si les paramètres du filtre sont réglés à des valeurs très élevées, l'estimation sera près de la valeur désirée du mouvement au lieu d'être près de zéro comme ce serait le cas si le filtre avait été appliqué directement sur le signal de position.

Pour l'accélération du chariot, l'idée est similaire mais est un peu plus complexe. En effet, avec notre prototype, pour la coopération horizontale, la vitesse et l'accélération désirée sont connues mais la position désirée ne l'est pas. Il n'est pas souhaitable d'intégrer la vitesse désirée afin d'obtenir la position désirée car ceci pourrait dériver avec le temps. L'erreur est donc définie par

$$e_i = \dot{q}_{di} - \dot{q}_i. \quad (3.64)$$

et filtrée avec un filtre de Kalman avec un modèle de vitesse de second ordre (Belanger et collab., 1998). La vitesse \dot{q}_i peut y être entrée directement ou après avoir été légèrement filtrée, par exemple avec un filtre de Kalman avec un modèle d'accélération de troisième ordre. L'accélération des articulations est alors aussi reconstruite de manière similaire.

3.5.1.3 Méthode de fusion

L'idée est ici de fusionner la méthode de l'accéléromètre avec la méthode individuelle afin de retenir les avantages de chacun tout en minimisant leurs désavantages respectifs. Étant donné que la méthode proposée pour estimer l'accélération est plus précise que l'art antérieur, les estimations de la masse de la charge et de la force de l'opérateur devraient être plus fiables et précises.

En résumé, l'accélération à la position de l'accéléromètre, L_a , est premièrement obtenue indépendamment par l'accéléromètre et par la méthode individuelle. Le signal de l'accéléromètre et des termes individuels sont ensuite fusionnés à cette position, selon la confiance réglée pour chaque terme. Ensuite, avec les termes individuels corrigés obtenus à la sortie de la fusion, l'accélération est obtenue au centre de masse de la charge.

La fusion à la position de l'accéléromètre est ici faite avec une réconciliation de donnée linéaire (Narasimhan et Jordache, 2000). On pose

$$E_1 + E_2 + E_3 + E_4 = E_5 \quad (3.65)$$

où

$$\begin{aligned} E_1 &= \ddot{L}_a \\ E_2 &= -L_a \dot{\beta}_1^2 - L_a \dot{\theta}_1^2 \cos^2 \beta_1 \\ E_3 &= -g \cos \beta_1 \cos \theta_1 \\ E_4 &= \ddot{X}_c \cos \beta_1 \sin \theta_1 + \ddot{Y}_c \sin \beta_1 \\ E_5 &= a_{acc} \end{aligned} \quad (3.66)$$

et où a_{acc} est le signal d'accéléromètre de l'équation (3.56) et E_1 à E_4 sont obtenus avec la méthode individuelle (L_a est connu à partir de la longueur du câble et de la distance entre le point d'attache de la charge et l'accéléromètre).

En utilisant la méthode de Lagrange, le critère à minimiser est

$$\begin{aligned} J &= \frac{(\hat{E}_1 - E_{1m})^2}{\sigma_{E1}^2} + \frac{(\hat{E}_2 - E_{2m})^2}{\sigma_{E2}^2} + \frac{(\hat{E}_3 - E_{3m})^2}{\sigma_{E3}^2} \\ &+ \frac{(\hat{E}_4 - E_{4m})^2}{\sigma_{E4}^2} + \frac{(\hat{E}_5 - E_{5m})^2}{\sigma_{E5}^2} \\ &+ \lambda^T (\hat{E}_1 + \hat{E}_2 + \hat{E}_3 + \hat{E}_4 - \hat{E}_5) \end{aligned} \quad (3.67)$$

où \hat{E}_i est l'estimation finale d'un effet dynamique donné, E_{im} est la mesure ou l'estimation initiale de cet effet et σ_{Ei} est le terme de confiance. La solution est donnée par (Narasimhan et Jordache, 2000) et s'écrit

$$\mathbf{E}_{out} = \mathbf{E}_{in} - \mathbf{W}^{-1} \mathbf{H}^T (\mathbf{H} \mathbf{W}^{-1} \mathbf{H}^T)^{-1} \mathbf{H} \mathbf{E}_{in} \quad (3.68)$$

où

$$\begin{aligned} \mathbf{E}_{in} &= \begin{bmatrix} E_{1m} & E_{2m} & E_{3m} & E_{4m} & E_{5m} \end{bmatrix}^T \\ \mathbf{E}_{out} &= \begin{bmatrix} \hat{E}_1 & \hat{E}_2 & \hat{E}_3 & \hat{E}_4 & \hat{E}_5 \end{bmatrix}^T \\ \mathbf{H} &= \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 & -1 \end{bmatrix} \\ \mathbf{W} &= \text{diag} \left(\frac{1}{\sigma_{E1}}, \frac{1}{\sigma_{E2}}, \frac{1}{\sigma_{E3}}, \frac{1}{\sigma_{E4}}, \frac{1}{\sigma_{E5}} \right). \end{aligned} \quad (3.69)$$

En utilisant \hat{E}_1 à \hat{E}_4 , l'estimation de l'accélération du centre de masse de la charge est obtenue

$$\hat{a}_F = \hat{E}_1 + \hat{E}_2 \frac{L_p}{L_a} + \hat{E}_3 + \hat{E}_4 \quad (3.70)$$

où \hat{a}_F est l'estimation de l'accélération du centre de masse de la charge avec la méthode de fusion.

La figure 3.14 présente le schéma général de la méthode de fusion.

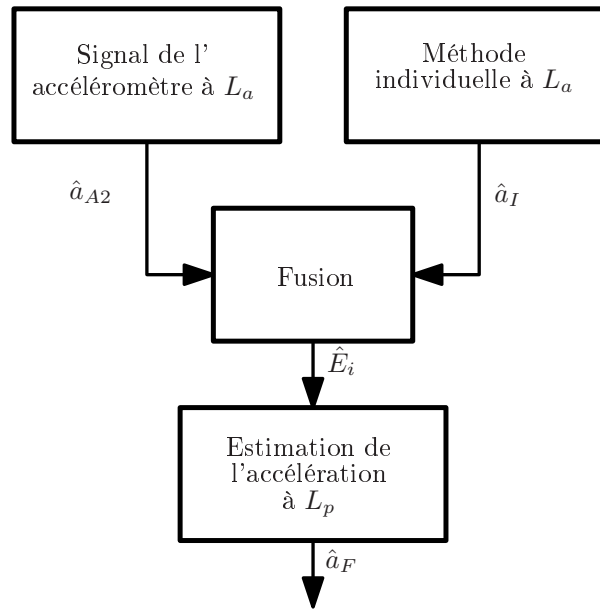


FIG. 3.14 – Estimation de l'accélération avec la méthode de fusion.

Il serait aussi possible d'ajouter d'autres accéléromètres (ou de n'utiliser que des accéléromètres) ou d'autres capteurs et de les fusionner avec la même technique en modifiant les vecteurs ci-haut ou bien en utilisant d'autres schémas de fusion.

3.5.2 Compensation des effets dynamiques

Dans cette section, les estimations de la masse de la charge et de la force appliquée par l'opérateur sont détaillées.

3.5.2.1 Estimation de la masse de la charge

La masse de la charge est observée pour différentes raisons dont avant d'entrer dans le mode de flottaison, pour savoir si le système est chargé, pour savoir si la charge limite est dépassée, pour des raisons de commande, etc. Si l'estimation de la masse était simplement $\hat{m} = F_L/g$ (ou une version filtrée), la masse devrait être stable et le câble droit afin que l'estimation soit précise, ce qui n'est pas très utile en pratique. La masse est donc trouvée avec une version filtrée de $\hat{m} = F_L/\hat{a}_F$ où \hat{a}_F est l'estimation de l'accélération avec la méthode de fusion de l'équation (3.70).

La version filtrée utilisée repose sur un algorithme d'identification en ligne (Ljung et Soderstrom, 1983; Kostic et collab., 2005) qui s'écrit

$$\begin{aligned}\phi(k) &= -\hat{a}_{pf}(k) \\ y(k) &= f_L(k) \\ \hat{m}(k) &= \hat{m}(k-1) + K(k) [y(k) - \phi(k)\hat{m}(k-1)]\end{aligned}\tag{3.71}$$

où :

$$\begin{aligned}K(k) &= \frac{P(k-1)\phi(k)}{[\lambda + \phi(k)P(k-1)\phi(k)]} \\ P(k) &= \left(P(k-1) - \frac{P(k-1)\phi(k)\phi(k)P(k-1)}{[\lambda + \phi(k)P(k-1)\phi(k)]} \right) \frac{1}{\lambda}\end{aligned}\tag{3.72}$$

et où P est la matrice de covariance (ici un scalaire) et doit être initialisée et λ est un facteur d'oubli avec $0 < \lambda \leq 1$.

Une modification peut être apportée pour éviter que la matrice de covariance *explode* en l'absence d'excitation (Ljung et Soderstrom, 1983) (causé par le facteur d'oubli), par exemple, on peut définir

$$A_\lambda = P(k-1) - K(k)\phi(k)P(k-1)\tag{3.73}$$

et utiliser

if $trace(A_\lambda) \leq n_\lambda \cdot \alpha_\lambda$ **then**

$$P(k) = (P(k-1) - K(k)\phi(k)P(k-1)) / \lambda$$

else

$$\lambda_2 = trace(A_\lambda) / (n_\lambda \cdot \alpha_\lambda)$$

$P(k) = A_\lambda/\lambda_2$
end if

où n_λ et α_λ sont des paramètres de conception.

3.5.2.2 Estimation de la force de l'opérateur

L'estimation de la force appliquée par l'opérateur est utilisée dans le mode flottant, c'est-à-dire l'assistance verticale. Avant d'entrer dans ce mode, la masse de la charge est déterminée tel qu'expliqué dans la section précédente. La force de l'opérateur est déduite de l'équation (3.53) :

$$\hat{f}_H = f_L - \hat{m}_0 \hat{a}_F \quad (3.74)$$

où \hat{a}_F est l'estimation de l'accélération du centre de masse de la charge obtenue avec la méthode de fusion, f_L est le signal de la cellule de charge et \hat{m}_0 est l'estimation de la masse de la charge obtenue juste avant d'entrer en mode flottant. L'estimation de la force de l'opérateur est ensuite traitée de différentes manières. Premièrement, une zone morte peut être appliquée afin de pallier les erreurs d'estimations et le bruit :

$$f_{out} = \begin{cases} 0 & \text{if } -f_{dband} < f_{in} < f_{dband} \\ f_{in} - f_{dband} & \text{si } f_{in} > f_{dband} \\ f_{in} + f_{dband} & \text{si } f_{in} < -f_{dband} \end{cases} \quad (3.75)$$

où f_{dband} est la zone morte à être définie par le concepteur. Le signal peut aussi être filtré par un filtre passe-bas, avant et après la zone morte (l'effet est différent et est un paramètre de conception).

La compensation des effets dynamiques et la zone morte peuvent aussi être fonction de chaque effet dynamique individuel. Ceci peut réduire le bruit dans la compensation et/ou ajouter une zone morte pour un effet dynamique uniquement si celui-ci est présent. Cette solution n'est pas utilisée dans les expérimentations finales car l'estimation de l'accélération était très précise et la charge n'était pas trop grande et il était donc possible d'utiliser une zone morte assez faible. Premièrement, la valeur absolue d'un effet donné est légèrement filtrée afin d'éliminer le bruit haute fréquence. Une limite du taux de variation peut être appliquée afin de permettre au signal obtenu de monter rapidement mais de redescendre beaucoup plus lentement afin de retenir l'effet pendant une durée donnée, si par exemple, le signal passe temporairement à zéro. Le signal est ensuite heuristiquement converti entre zéro et un avec une fonction exponentielle tel

que :

$$1 - e^{-\alpha_e w_e} \quad (3.76)$$

où w_e est le signal traité et α_e est un paramètre de conception. La zone morte ou la compensation correspondant à cet effet sont ensuite multipliées par cette valeur et sont donc modifiées en fonction des effets dynamiques présents.

3.5.3 Commande

3.5.3.1 Mode flottant

Le mode flottant, ou assistance verticale, est ici décrit. Premièrement, avant d'entrer dans le mode flottant, la masse de la charge est estimée, tel que vu dans la section 3.5.2.1, et est gelée à cette valeur notée \hat{m}_0 . Dans le mode flottant, la force de l'opérateur est estimée et traitée tel que vu à la section 3.5.2.2. Cette estimation est ensuite envoyée à une commande par admittance qui calcule la commande afin de rendre un système masse-amortisseur tel qu'expliqué à la section 1.3. Une commande par admittance en position est utilisée car un effet dynamique important (la gravité) agit en permanence. L'algorithme général du mode flottant est montré à la figure 3.15 alors qu'un modèle plus détaillé est montré à la figure 3.16. Une commande PID est utilisée afin de contrôler la position et il faut noter que l'estimation de la masse de la charge pourrait être utilisée afin d'augmenter les performances de la commande.

3.5.3.2 Autres modes de commande

Un mode autonome a aussi été mis en oeuvre, via une commande PID. L'opérateur peut aussi utiliser des boutons poussoir afin de faire monter ou descendre la charge et ceci est géré par une commande intégrale avec l'aide d'une commande PID. Un transfert de mode classique entre le mode flottant, le mode autonome et le mode intégral a aussi été mis en oeuvre.

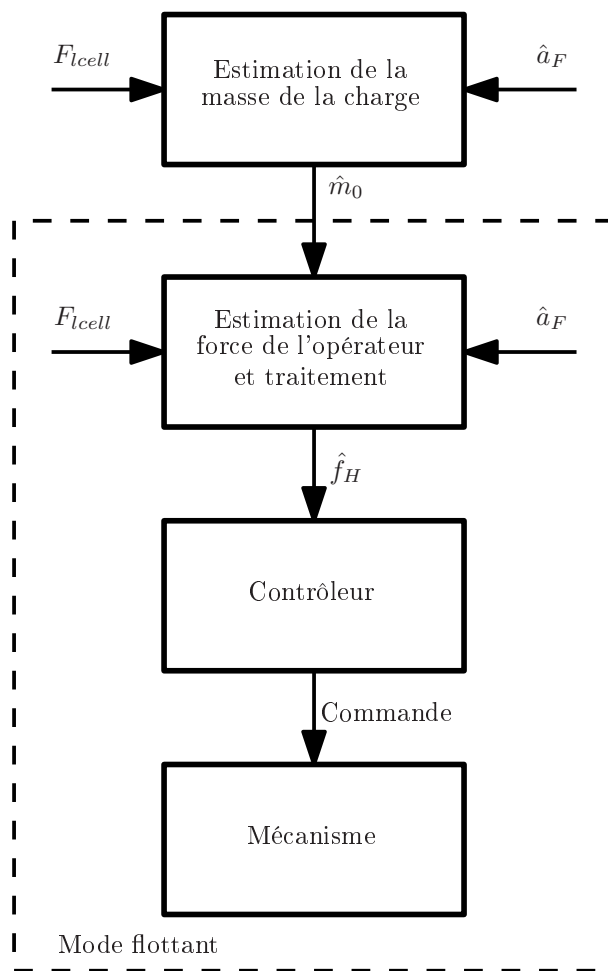


FIG. 3.15 – Schéma de commande général du mode flottant.

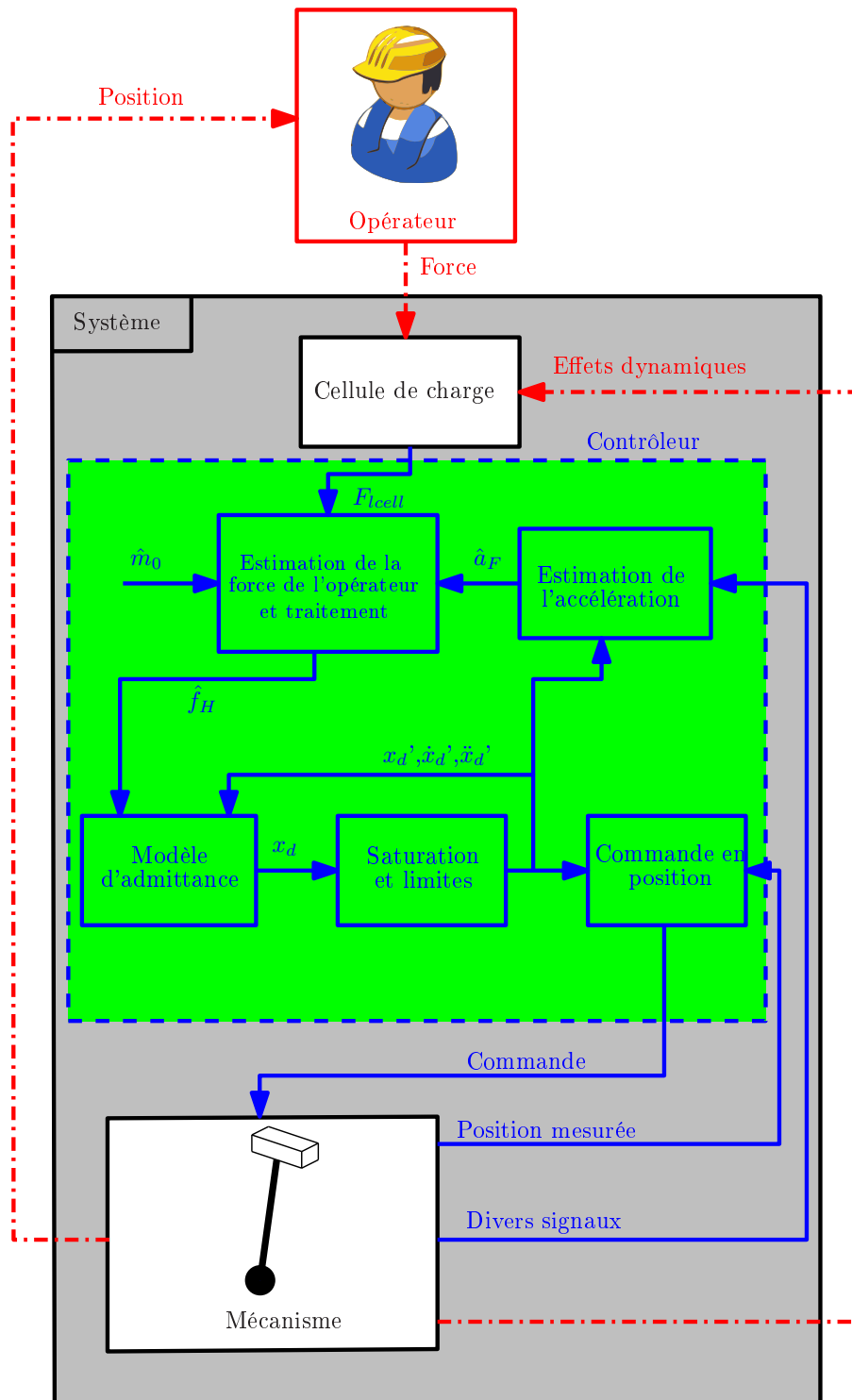


FIG. 3.16 – Schéma de commande détaillé du mode flottant.

3.6 Expérimentation

Les expérimentations ont été réalisées avec un prototype de pont roulant grandeur réel (industriel) tel que montré à la figure 3.1 et auparavant utilisé comme système d'assistance intelligent tel que présenté au chapitre 1. Pour ce prototype, la masse se déplaçant selon l'axe des X est de $350kg$ alors que celle selon l'axe des Y est de $170kg$. La masse de la charge peut varier entre 0 et $65kg$ (une masse de $45kg$ est utilisée dans les expérimentations). L'espace de travail horizontal est de $3,3m \times 2,15m$ alors que la plage verticale est de $1m$. Le contrôleur a été mis en oeuvre sur un noeud QNX temps réel avec une période d'échantillonnage de $2ms$ et les algorithmes ont été programmés en utilisant les programmes Simulink et RT-Lab.

3.6.1 Assistance horizontale

3.6.1.1 Mode coopératif

La première expérimentation consistait à donner une grande impulsion sur la charge. Les résultats sont montrés à la figure 3.17. Le paramètre L_p représente la distance entre le point de pivot du câble et le centre de masse de la charge alors que le paramètre L_c représente la distance entre le point de pivot du câble et le centre de masse de la charge qui est utilisé par le contrôleur. Ces deux longueurs sont réglées à des valeurs différentes dans les expérimentations afin de tester la robustesse du système face aux erreurs de modélisation et de mesures. La première sous-figure montre un test d'impulsion avec un amortissement ζ_1 de 0,5 alors que dans la seconde sous-figure, l'amortissement ζ_1 est réglé à 0,9. La troisième sous-figure présente un autre test d'impulsion, cette fois avec une longueur de câble différente. Pour la dernière sous-figure, la longueur du câble était de $1,1m$ mais le contrôleur utilisait une valeur de $1,4m$. Dans tous les cas, le câble retourne à sa position verticale très rapidement et de manière très douce.

La seconde expérimentation consistait à faire des mouvements précis et des mouvements rapides typiques. Les résultats sont montrés à la figure 3.18. Le comportement final est très intuitif et le système est très facile à manipuler. En effet, la force requise par l'opérateur (voir le tableau 3.1) pour des mouvements précis ($0,2m/s$) est de $11N$ ($2,5lbs$) alors que la force requise pour des mouvements rapides ($0,6m/s$) est de $35N$

(8lbs). La masse de la charge étant de 45kg (100lbs), la force requise est très faible. De plus, aucune force n'est requise pour arrêter la charge, ce qui est une grande amélioration par rapport aux systèmes passifs qui sont largement utilisés. Il faut noter que ces forces sont celles requises avec un contrôleur conçu pour être très robuste. En effet, il serait possible de diminuer ces forces au dépens de la robustesse. Des vidéos montrent des extraits des expérimentations (“3_Cable_XY.avi”, “3_Cable_Objets.avi”).

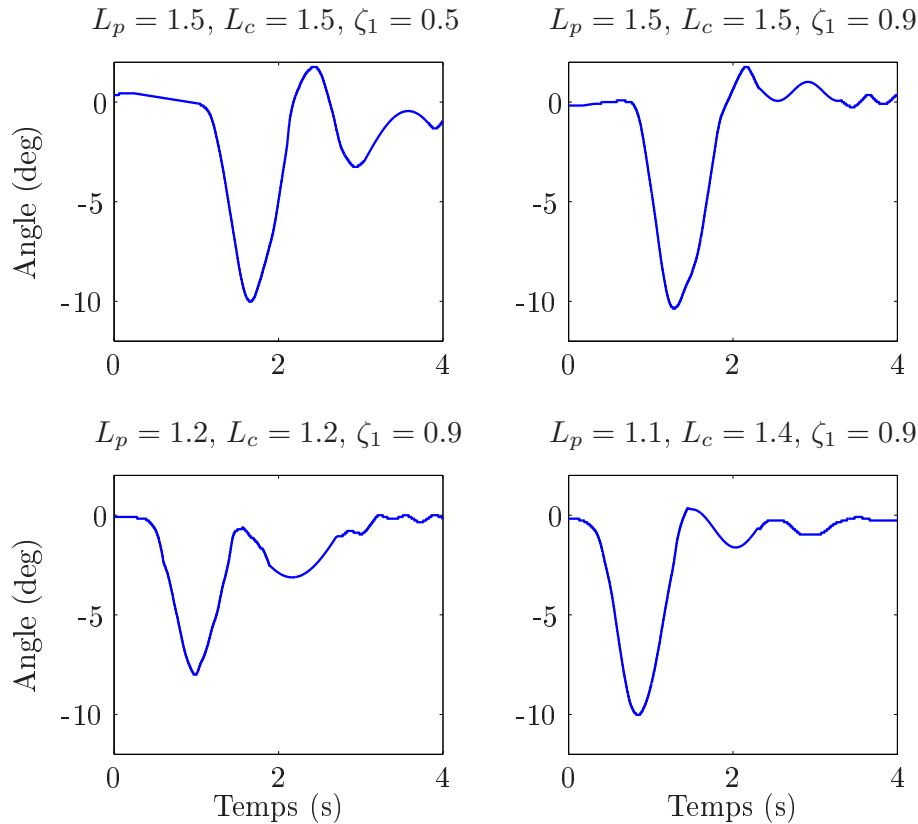


FIG. 3.17 – Expérimentation horizontale d’impulsion en mode coopératif.

3.6.1.2 Mode autonome

Les expérimentations du mode autonome consistaient à prescrire la position tout en amortissant les vibrations, tel que montré à la figure 3.19. La première expérimentation utilisait un amortissement ζ_1 de 0.9. Les oscillations du câble ont été maintenues à de très faibles valeurs alors que le mouvement en position était plus saccadé. La seconde expérimentation utilisait un amortissement ζ_1 de 0.4. Les oscillations du câble ont été maintenues à de faibles valeurs alors que le mouvement en position était plus ou moins saccadé. La troisième expérimentation ne considérait que la position désirée sans tenir

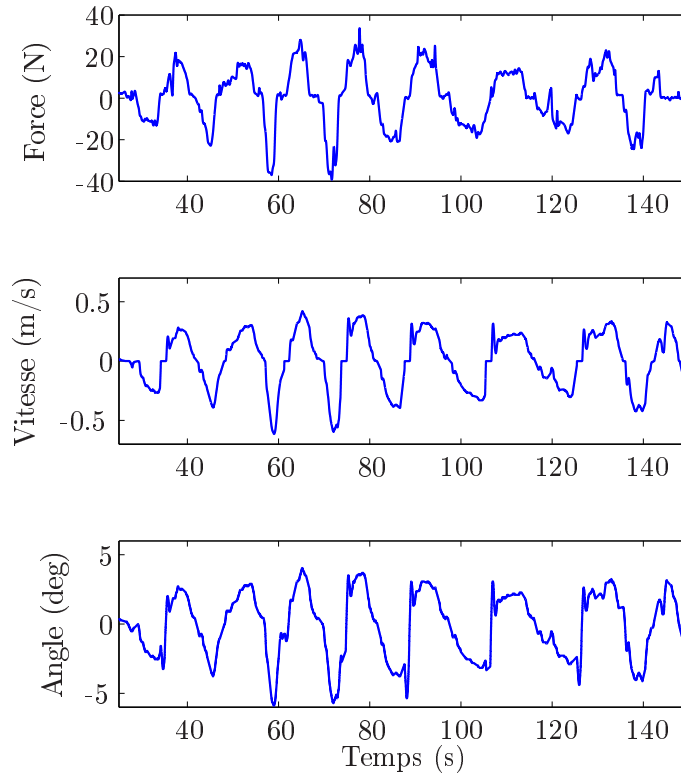


FIG. 3.18 – Expérimentation horizontale d’interaction.

compte de l’angle du câble. Les oscillations étaient donc très grandes alors que le mouvement en position était très lisse. Une vidéo montre des extraits des expérimentations (“3_Cable_XY.avi”).

3.6.2 Assistance verticale (mode flottant)

La première expérimentation consistait à estimer la masse de la charge alors que différents effets dynamiques étaient présents. La figure 3.20 présente le signal de la cellule de charge, f_L , et l’estimation de la masse de la charge avec la méthode de l’accéléromètre, la méthode individuelle et la méthode de fusion. La figure 3.21 présente l’erreur minimale et maximale d’estimation selon les différentes méthodes d’estimation. L’accéléromètre était placé à $0,65m$ de la fin du câble. Dans la zone I, la masse était déplacée en utilisant les boutons poussoirs monter/descendre. Dans la zone II, la charge subissait un mouvement de balancement et des mouvements horizontaux étaient exécutés. Dans la zone III, des mouvements autonomes verticaux étaient effectués. Il est montré dans cette figure que la méthode individuelle performe mieux que la méthode de

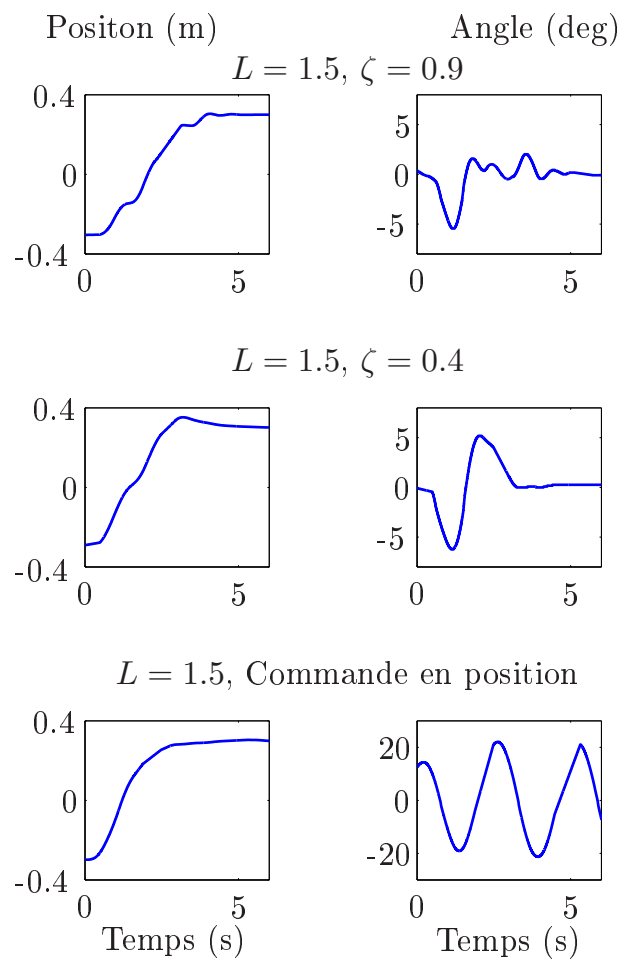


FIG. 3.19 – Expérimentation horizontale en mode autonome.

l'accéléromètre lorsque la charge se balance. Cependant, la performance de la méthode de l'accéléromètre est meilleure que la méthode individuelle pour les mouvements verticaux. La méthode de fusion, prenant avantage des deux méthodes précédentes, mène donc à de meilleurs résultats. La déviation maximale de la masse réelle est de 0,96 avec la méthode de l'accéléromètre et de 0,65 avec la méthode de fusion, une réduction de 30%. Cette amélioration serait encore plus grande dans une application réelle où le centre de masse de la charge peut être très éloignée de l'accéléromètre. Des expérimentations similaires ont montré que l'erreur d'estimation de la force de l'opérateur avait été réduite de 40% dans les mêmes conditions. De plus, étant donné qu'il faut connaître la masse de la charge afin d'estimer la force de l'opérateur, l'amélioration des estimations (masse et force) mènent toutes deux à réduire la force que l'opérateur doit appliquer. Étant donné que la méthode proposée pour estimer l'accélération est plus précise que celle proposée dans l'art antérieur, les estimations de la masse de la charge et la force de l'opérateur sont plus fiables et précises. La force requise pour coopérer avec le système d'assistance est donc significativement réduite.

La figure 3.22 montre la force appliquée et la vitesse pour un exemple d'interaction verticale (mode flottant). Pour cette expérience, un capteur de force ATI Mini-45 était attaché à la charge afin de comparer la force estimée par l'algorithme à sa valeur réelle. L'estimation de l'accélération du centre de masse de la charge et la conception du contrôleur font en sorte que la force requise par l'opérateur est très faible. En effet, la force requise par l'opérateur (voir le tableau 3.1) pour des mouvements précis ($0,2m/s$) est de $15N$ ($3,5lbs$) alors que la force requise pour des mouvements rapides ($0,6m/s$) est de $50N$ ($11lbs$). La masse de la charge étant de $45kg$ ($100lbs$), la force requise est très faible. Il faut noter que ces forces sont celles requises avec un contrôleur conçu pour être très robuste car il serait en effet possible de diminuer ces forces au dépens de la robustesse.

Des vidéos montrent des extraits de cette expérience (*3_Cable_Z.avi*, *3_Cable_Objets.avi*).

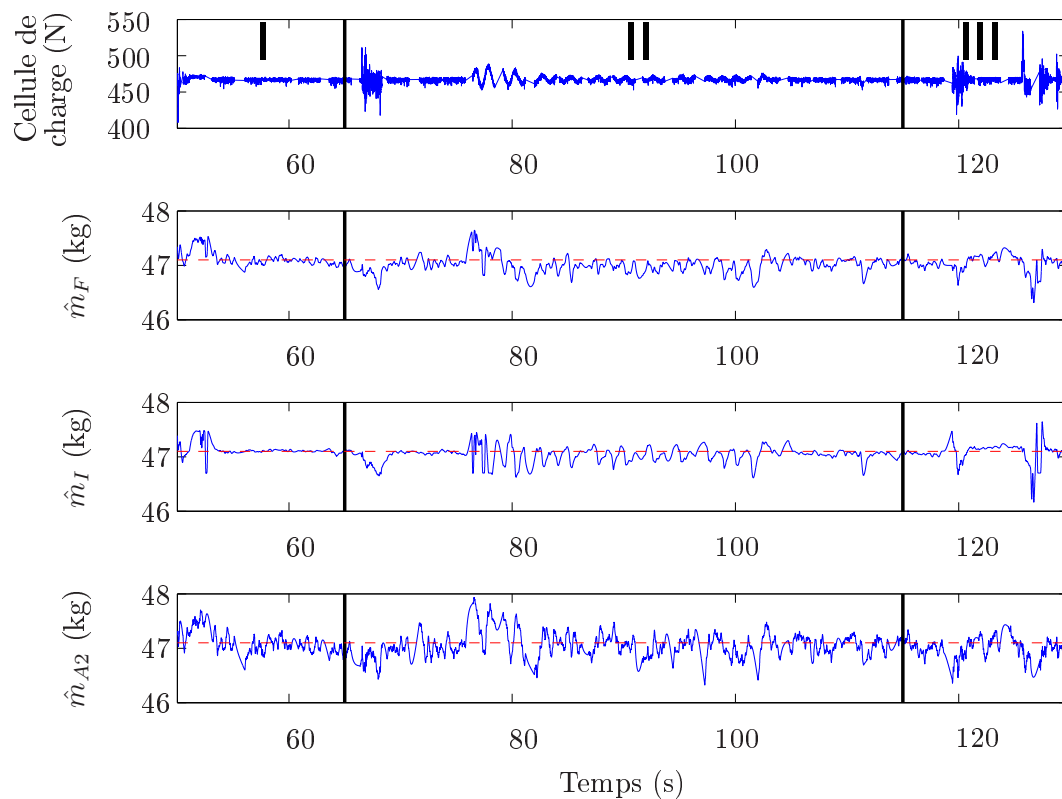


FIG. 3.20 – Estimation de la masse. \hat{m}_F avec la méthode de fusion, \hat{m}_I avec la méthode individuelle et \hat{m}_{A2} avec la méthode de l'accéléromètre. La ligne pointillée rouge représente la masse réelle.

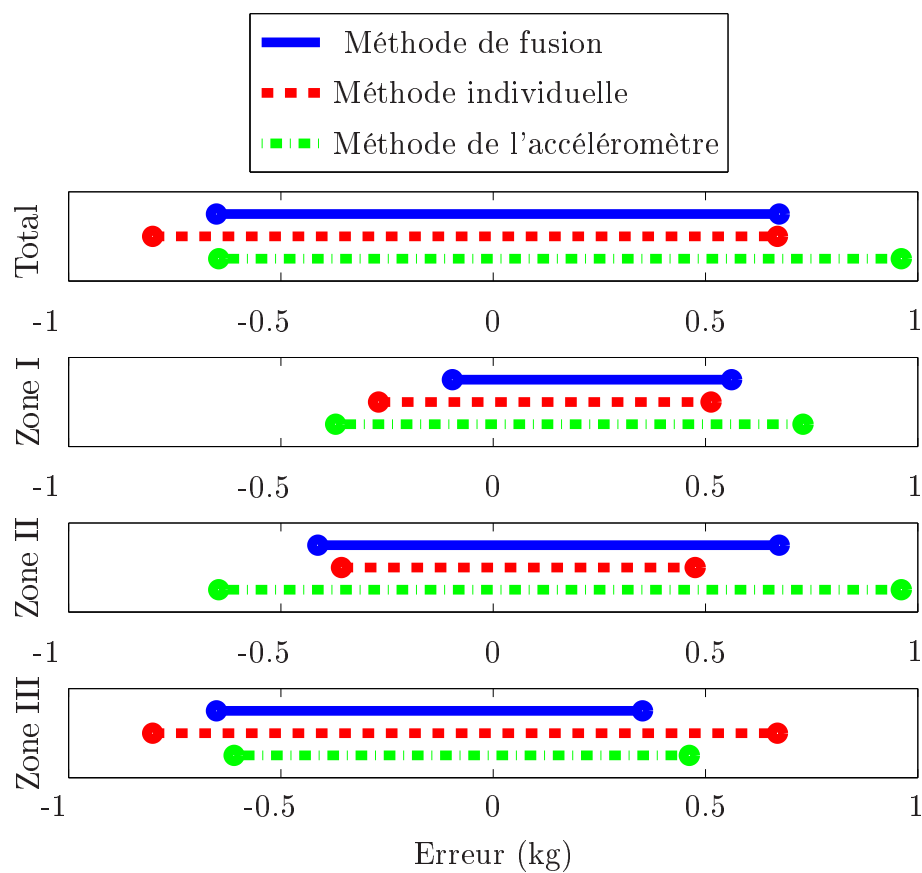


FIG. 3.21 – Erreur d'estimation de la masse.

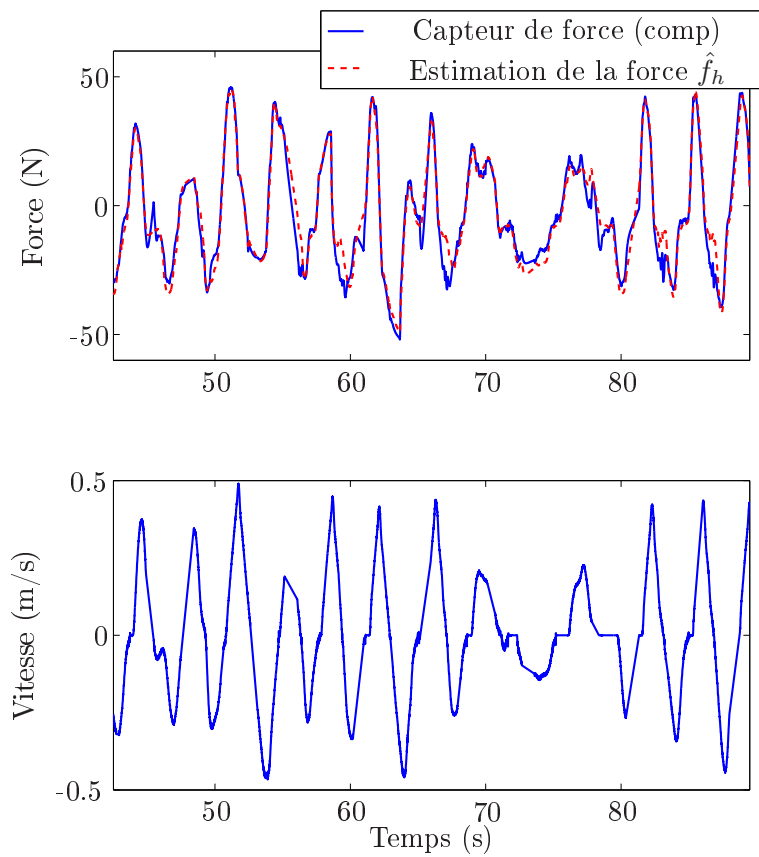


FIG. 3.22 – Force et vitesse en mode d'interaction. Le signal du capteur de force n'est pas utilisé dans la commande mais uniquement pour fins de comparaisons.

TAB. 3.1 – Force requise avec le système à câble

Paramètre		Unité	Valeur
Mouvements précis (0,2 m/s)	XY	<i>N (lbs)</i>	11 (2,5)
	Z	<i>N (lbs)</i>	15 (3,5)
Mouvements rapides (0,6 m/s)	XY	<i>N (lbs)</i>	35 (8)
	Z	<i>N (lbs)</i>	50 (11)

3.7 Sécurité et solution alternative

3.7.1 Sécurité

Bien que ce sujet ne soit pas traité en profondeur, il faut mentionner qu'un facteur additionnel sur la sécurité se présente dans une application où l'opérateur manipule directement la charge. En effet, lorsque l'opérateur doit prendre une poignée, des capteurs sur celle-ci peuvent indiquer qu'il a bien les deux mains sur la poignée. Par contre, quand il applique des forces directement sur la charge, il n'est pas possible pour le système de déterminer si la sortie du signal du capteur en question est causée par des forces intentionnelles, du bruit ou des forces appliquées accidentellement. Tel que mentionné dans [Colgate et collab. \(2003\)](#), il est important que l'opérateur sache en tout temps dans quel mode se trouve le système d'assistance et aussi que ce dernier ne puisse pas entrer en mode de manipulation directe de la charge sans une commande explicite de l'opérateur. Dans le cas présent, la fiabilité du capteur d'angle et la redondance de lecture présente de grands avantages. De plus, étant donné que l'effecteur est flexible (dans le plan horizontal), il ne peut pas vraiment serrer un opérateur sur un objet ou un mur, ce qui représente un aspect de sécurité important.

3.7.2 Solution mécanique

Une solution mécanique avait été développée pour l'assistance verticale avant de finalement opter pour l'approche présentée dans ce chapitre. Bien que cette dernière soit préférée, la solution mécanique est brièvement décrite. L'idée principale est de

mécaniquement découpler la mesure du poids de la charge des forces appliquées par l'opérateur et des effets dynamiques de la charge. L'avantage est ainsi de pouvoir avoir recours à une cellule de charge de moins grande capacité afin d'obtenir un signal de meilleure qualité. Par exemple, pour une masse de $200kg$ et une cellule de charge d'une capacité de $2000N$, il peut être plus compliqué de mesurer une faible force de l'opérateur par rapport à la précision et au bruit du capteur. Si le poids de la charge (provenant de la gravité) n'affecte pas la lecture du capteur, une cellule de charge d'une capacité beaucoup plus faible peut être utilisée et le signal obtenu est donc de bien meilleure qualité.

Pour y arriver, un système mécanique, tel que montré à la figure 3.23 a été imaginé. Le capteur est en ligne avec le câble et la charge est premièrement soulevée par le système. Un moteur vient ensuite appliquer une force sur la cellule de charge avec l'aide d'une vis. La cellule de charge ne verra donc pas le poids de la charge étant donné que celui-ci est contraint après coup. Les forces appliquées par la suite (tel que les forces de l'opérateur et autres effets dynamiques) seront reprises par le capteur de force et par la structure. Afin que la structure ne reprenne pas une large proportion de la force supplémentaire, celle-ci ne doit pas être trop rigide. Pour arriver à une telle solution, la structure est séparée en deux et reliée via des barres entourées de bandes de caoutchouc. La figure 4.5 montre un schéma simplifié de répartition des forces dans les différentes parties de la structure et où f_i est la force de précontrainte appliquée sur la cellule de charge via la vis et le moteur, f_h est la force appliquée par l'opérateur et α_e est la proportion de la force qui sera reprise par la vis (qui dépend de la raideur de la vis et de la structure). Bien que des calculs ont montré que cette solution était viable, celle-ci est plus complexe et comporte plusieurs défis (conception mécanique, gestion de la force de pré contrainte, non linéarité de raideur du caoutchouc, compromis entre les raideurs des différentes structures, maintien de la force de précontrainte sous différentes perturbations comme la température, etc.).

La solution d'assistance verticale décrite dans ce chapitre a donc été préférée.

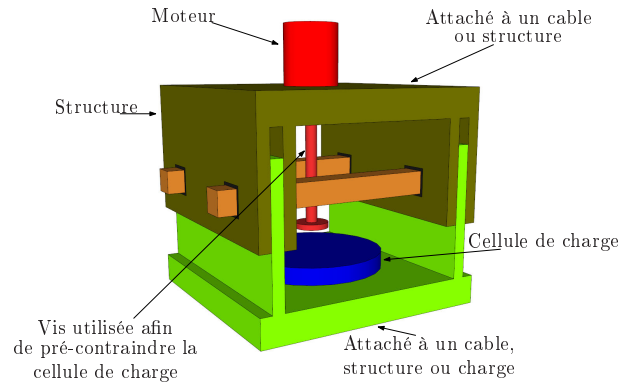
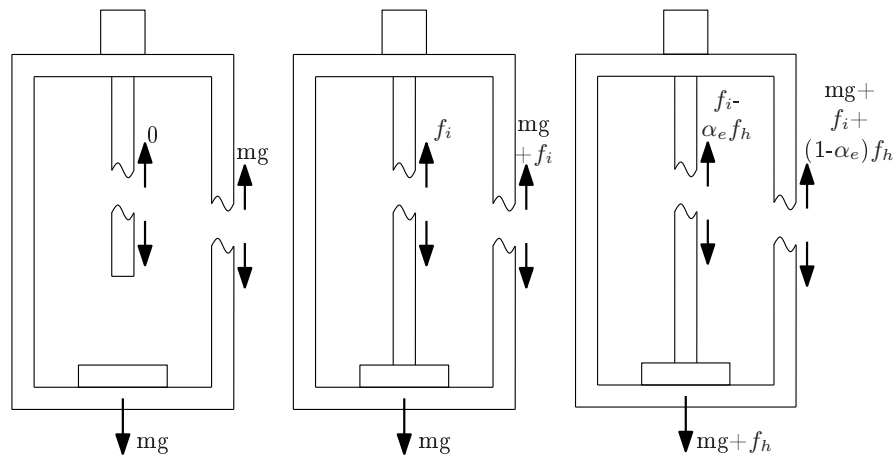


FIG. 3.23 – Solution mécanique afin de découpler la force de l'opérateur du poids de la charge.



(a) La charge m est attachée à la structure. (b) Le moteur applique une force de précontrainte f_i sur la cellule de charge. (c) L'opérateur applique une force f_h .

FIG. 3.24 – Exemple de répartition des forces avec la solution mécanique d'assistance verticale.

3.8 Conclusion

Dans ce chapitre, un système d'assistance avec manipulation directe de la charge a été présenté. Celui-ci consiste en un effecteur à câble suspendu supporté par un pont roulant et permet une assistance selon les trois directions de translation. Afin de développer cette solution, un capteur d'angle de câble à deux degrés de liberté, des algorithmes de commande et d'observation et un système de capteurs ont été développés. L'assistance horizontale déplace le pont roulant de manière calculée en utilisant le capteur d'angle afin d'annuler l'angle du câble et d'aider l'opérateur à se déplacer (le système de commande est sous-actionné en raison de la dynamique du système). L'assistance verticale, en ligne avec le câble, utilise une cellule de charge et une commande par admittance afin d'assister l'opérateur. Étant donné que le signal de la cellule de charge est influencé par les effets dynamiques de la charge, ceux-ci doivent être compensés dans la commande et pour y arriver, un observateur utilisant un système de capteurs et la fusion de données sont utilisés.

Les systèmes mécaniques et les capteurs requis, incluant le nouveau capteur d'angle de câble, ont été premièrement présentés et un modèle dynamique a ensuite été développé. Un contrôleur adaptatif pour les mouvements horizontaux et un algorithme pour changer de mode (coopératif, automatique, arrêt, etc.) sans soubresaut ont été détaillés. Pour l'interaction verticale, aussi appelée mode flottant, la compensation des effets dynamiques, l'estimation de la masse de la charge, l'estimation de la force de l'opérateur et la structure de la commande ont aussi été expliquées.

Il faut aussi noter que les mécanismes et algorithmes de contrôle proposés ne sont pas suffisants pour garantir une bonne performance. En effet, comme il a été précisé à la section I, beaucoup de facteurs interviennent, tel que la mécanique, la structure du contrôleur, sa mise en oeuvre, différents réglages et autres.

Le système stabilise la charge très rapidement et est très robuste. De plus, le système est très intuitif, ergonomique et sécuritaire.

*“Il faut rendre les choses aussi simples que possible,
mais pas plus.”*

- Albert Einstein.

Chapitre 4

Systeme d'assistance utilisant un mecanisme articule

“Je crois en la chance, et je m'aperçois que, plus je travaille dur, plus j'en ai.”

- Thomas Jefferson

Dans ce chapitre, un second systeme d'assistance avec manipulation directe de la charge est presente. Celui-ci consiste en un effecteur suspendu a un mecanisme articule supporte ici

par un pont roulant. Bien que le système d'assistance à câble du chapitre précédent soit très intéressant, celui-ci ne peut pas reprendre de moments et le centre de masse de la charge sera donc aligné avec le câble, ce qui n'est pas optimal pour certaines applications. Le système d'assistance utilisant un mécanisme articulé pallie ce problème en offrant une solution similaire mais où le centre de masse de la charge peut être décentré du mécanisme et aussi de son point d'attache. Bien que ce système puisse offrir une assistance selon plusieurs degrés de liberté (translation et rotation), seules les translations horizontales sont traitées dans cette thèse. L'assistance verticale pourrait être développée de manière très similaire à ce qui a été fait au chapitre précédent et l'assistance pour les rotations pourrait aussi être très facilement mis en oeuvre. La dynamique du mécanisme et les objectifs du système de commande étant très similaires au système d'assistance à câble, celle-ci ne sera donc pas développée en détail. Le système mécanique et les capteurs requis sont présentés, un modèle dynamique est développé et la commande est brièvement discutée.

Extension multimédia

- Le vidéo “4_Articulated_XY.avi” présente le système d'assistance utilisant un mécanisme articulé.

4.1 Introduction

L'avantage du système d'assistance utilisant un câble suspendu présenté au chapitre précédent repose en sa simplicité, l'inertie et les coûts réduits, sa structure qui n'est pas encombrante et qu'il permet à l'opérateur d'interagir avec le système en appliquant des forces sur n'importe quel point de la charge (Bicchi et collab., 2008). Cependant, la charge étant attachée à un câble, le centre de masse de cette charge sera nécessairement aligné avec le câble, ce qui limite certains aspects pratiques et nécessite que le point d'attache de la charge soit bien positionné et bien conçu.

Le concept d'interaction proposé ici est très similaire au système d'assistance à câble présenté au chapitre précédent. Cependant, avec le mécanisme proposé ici, il est possible de gérer un décalage du centre de masse de la charge non seulement du mécanisme mais aussi de son point d'attache. Ceci permet d'accomplir des tâches dont il n'était pas possible de s'acquitter auparavant avec un système à manipulation directe de la charge. Pour ce faire, le mécanisme utilise des barres rigides mais assemblées de manière à ce que le tout puisse se mouvoir. Le principe du système d'assistance horizontal proposé ici, tel qu'avec le câble, consiste premièrement pour l'opérateur à



FIG. 4.1 – Prototype du mécanisme articulé.

pousser la charge et au système de mesurer l'angle entre les liens rigides. L'objectif du système de commande est de déplacer un chariot, auquel le mécanisme est attaché, afin de maintenir ce dernier vertical. Le chariot se déplacera donc dans la direction désirée par l'opérateur tout en amortissant les oscillations du mécanisme, résultant en une assistance intuitive pour l'opérateur. De plus, étant donné que l'objectif du contrôleur est de maintenir le câble vertical, l'opérateur n'a pas à arrêter la charge par lui-même s'il veut immobiliser le système, ce qui pourrait mener à des blessures comme c'est le cas avec les systèmes passifs qui sont encore abondamment utilisés (Bicchi et collab., 2008). Bien qu'il soit possible de mettre en oeuvre une assistance verticale (mode flottant), de manière très similaire à ce qui a été présenté au chapitre précédent, ceci n'a pas été fait dans le cadre de cette thèse. Un mode autonome dans lequel la position de la charge est prescrite et les oscillations du mécanisme sont amorties est aussi désiré.

Le système mécanique et les capteurs requis sont présentés, un modèle dynamique est développé et la commande est brièvement discutée.

4.2 Mécanique et capteurs

4.2.1 Description du mécanisme

Le mécanisme proposé pour parvenir à un système à manipulation directe de la charge pouvant gérer un décalage du centre de masse par rapport au mécanisme et au point d'attache est premièrement présenté. Le mécanisme utilise des barres rigides mais assemblées de manière à ce que le tout puisse se mouvoir et ceci est possible grâce à un arrangement de mécanismes à quatre barres tel que montré aux figures 4.1 et 4.2. En fait, le système consiste en deux mécanismes à quatre barres (ici des parallélogrammes) montés en série et qui permettent des mouvements dans des plans orthogonaux. Chaque mécanisme à quatre barres a été doublé afin de pouvoir supporter d'importantes forces et moments et des barres ont aussi été ajoutées entre les mécanismes à quatre barres doublés pour les mêmes raisons. À chaque lien, des roulements à billes sont utilisés afin de permettre au mécanisme de se mouvoir avec une faible friction. Bien que le mécanisme et le concept aient été imaginés par l'auteur de cette thèse, la conception mécanique a été effectuée par Pierre-Luc Belzile lors d'un stage d'été au Laboratoire de

robotique. À la figure 4.1, il peut être remarqué que le mécanisme est à la hauteur de l'opérateur, en raison de contraintes dues au prototype, alors qu'il pourrait être placé beaucoup plus haut en réalité avec un effecteur conçu en conséquence.

Il faut noter que la fréquence naturelle des oscillations du mécanisme articulé suspendu dépend de la longueur des barres verticales, L_p , mais pas de la masse de la charge ni de la position de son centre de masse. Des barres courtes permettent de sauver de l'espace alors que des barres plus longues permettent de réduire la fréquence naturelle des oscillations ce qui est plus facile à gérer pour le contrôleur.

Le pont roulant utilisé pour les expérimentations utilise un mécanisme parallèle avec courroies de transmissions tel que décrit à la section 1.7. Seuls les deux axes horizontaux (X et Y) sont utilisés ici mais il serait possible d'utiliser la translation verticale Z et la rotation autour de l'axe vertical ϕ_c .

Bien que la coopération verticale serait possible, de manière similaire au chapitre précédent, cet aspect n'a pas été mis en oeuvre pour cette thèse. Il faut noter que l'actionnement vertical pourrait être fait au-dessus du mécanisme articulé ou bien simplement à l'effecteur. Le mécanisme en entier ou bien une partie de celui-ci pourrait aussi pivoter autour de l'axe vertical. Il est proposé que la rotation soit faite passivement pour des raisons de simplicité et aussi parce que ceci ne requiert que de faibles forces de la part de l'opérateur. Une assistance selon les deux autres axes de rotations serait aussi possibles.

L'effecteur du prototype permet différentes options. Premièrement, un petit chariot peut se déplacer sur les tubes de l'effecteur et cette translation peut être bloquée en utilisant la *poignée T* tel que montré à la figure 4.3. Il est aussi possible d'obtenir des rotations passives de la charge autour de son point d'attache et celle-ci peut être bloquée en utilisant la *poignée R* tel que montré à la figure 4.3.

La figure 4.1 montre que la charge peut être décalée du mécanisme alors que la figure 4.4 montre que la charge peut aussi être décalée de son point d'attache.

Il est aussi possible d'ajouter des amortisseurs visqueux rotatifs aux articulations du mécanisme articulé afin d'amortir les oscillations de manière mécanique. Ce concept a été brièvement testé avec succès expérimentalement. Cependant, le taux d'amortisse-

ment obtenu dépend de la masse de la charge ce qui amène des désavantages pratiques.

Le mécanisme suggéré, tout comme le système utilisant un câble suspendu, utilise la gravité afin de maintenir les liens à la position verticale. Il serait aussi possible d'utiliser un mécanisme translationnel en prenant des ressorts et possiblement des amortisseurs. Cependant, il serait plus difficile de mettre en oeuvre cette solution en pratique en raison de la friction et parce que la fréquence des oscillations dépendrait de la masse de la charge qui ne serait pas nécessairement connue.

Il faut aussi noter que ce mécanisme pourrait être utilisé comme limiteur de force en y ajoutant des limiteurs de couples aux articulations (deux seraient suffisants). Sa structure robuste, surtout face aux différents moments, en fait un mécanisme de choix.

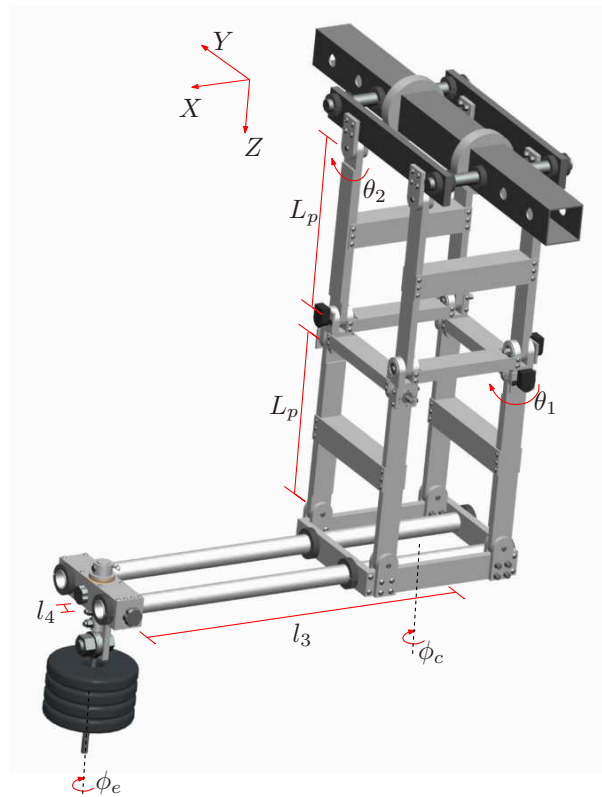


FIG. 4.2 – Modèle CAO du mécanisme articulé et définition des paramètres.

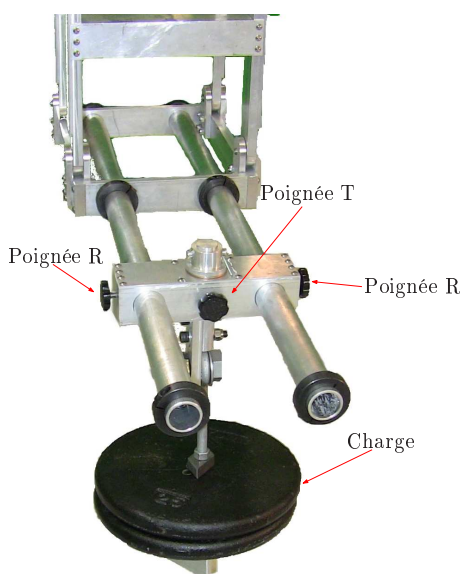


FIG. 4.3 – Effecteur du mécanisme articulé.



FIG. 4.4 – Décalage du centre de masse avec le mécanisme articulé.

4.2.2 Capteurs et électronique

Étant donné qu'il y a beaucoup d'arbres sortant du mécanisme pour chaque axe, il est possible d'utiliser plusieurs capteurs (plus de 16 par axe pour le prototype proposé ici). De plus, la mesure de rotation entre deux liens rigides est plus précise et fiable qu'avec un capteur d'angle tel qu'utilisé avec le système d'assistance à câble. Dans cette thèse, un encodeur et un capteur à effet Hall rotatif sont utilisés pour chaque axe. Bien qu'un seul capteur par axe ait été suffisant, la paire encodeur-Hall est utile pour plusieurs raisons. Premièrement, les signaux peuvent être combinés, en utilisant la fusion de données, afin d'obtenir un signal de plus grande qualité. Deuxièmement, il est possible de comparer les deux signaux afin de détecter certains problèmes. Finalement, dans ce cas précis, nous bénéficions du signal absolu du capteur à effet Hall tout en tirant profit de la précision de l'encodeur. Ceci est obtenu en fusionnant les deux signaux tel qu'expliqué au chapitre précédent à la section 3.2.1.2. Un circuit a été utilisé pour rendre le signal d'encodeur différentiel et un circuit de conversion 4-20 mA a été utilisé pour réduire le bruit du signal du capteur à effet Hall.

Comme il a été mentionné au chapitre précédent à la section 3.2.1.3 pour le câble, une multitude d'autres capteurs pourraient être utilisés. De la même manière qu'avec le câble à la section 3.2.1.4, un algorithme est aussi utilisé afin de traiter le signal du câble pour améliorer la robustesse du contrôleur et éliminer les hautes fréquences du signal.

4.3 Dynamique

Dans cette section, les paramètres du modèle et les équations du mouvement sont développés. Ces dernières sont premièrement obtenues avec un modèle complet appelé *modèle couplé* puis ensuite, avec des simplifications, avec un *modèle simplifié*.

4.3.1 Modèle couplé

4.3.1.1 Équations du mouvement

Les paramètres sont montrés aux figures 4.2 et 4.5 et il est supposé que l'actionnement vertical est effectué à l'effecteur. La distance L_p réfère à la longueur des liens verticaux, L_3 est la distance entre le centre du mécanisme et la position du centre de masse selon l'axe des X alors que L_4 est la distance selon l'axe des Y . Les angles θ_1 et θ_2 représentent les angles de rotation du mécanisme alors que ϕ_c représente la rotation autour de l'axe vertical de la structure et ϕ_e est la rotation autour de l'axe vertical de l'effecteur (voir figure 4.5). Le point C représente la position du chariot et le point P le centre de masse de la charge.

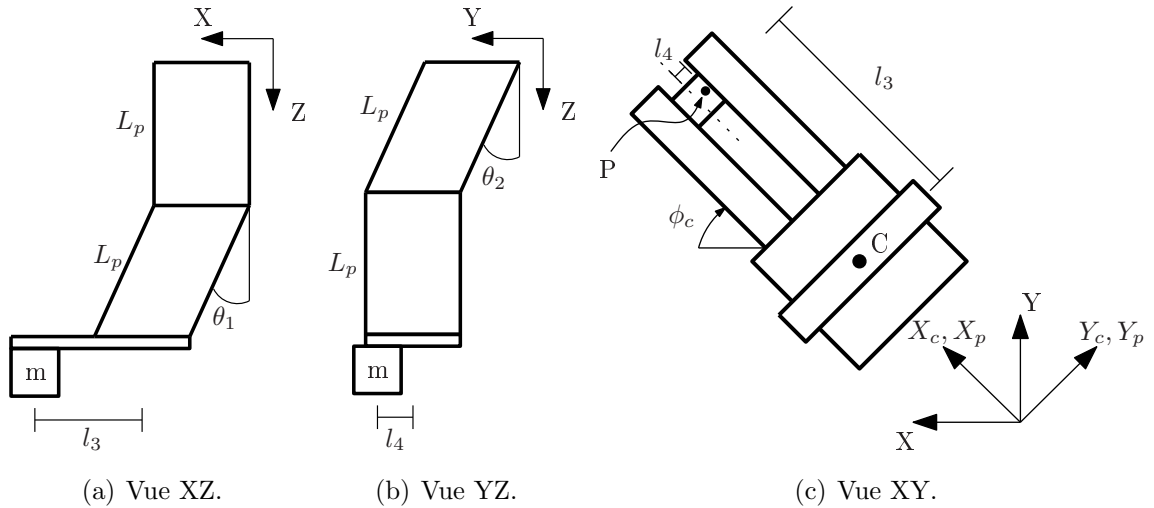


FIG. 4.5 – Définition des paramètres du mécanisme articulé.

Avec les paramètres définis aux figures 4.2 et 4.5, les vitesses suivantes sont obtenues :

$$\begin{aligned}
 \dot{X}_p &= \dot{X}_c + L_p \dot{\theta}_1 \cos \theta_1 - l_4 \dot{\phi}_c \\
 \dot{Y}_p &= \dot{Y}_c + L_p \dot{\theta}_2 \cos \theta_2 + l_3 \dot{\phi}_c \\
 \dot{Z}_p &= \dot{Z}_c - L_p \dot{\theta}_1 \sin \theta_1 - L_p \dot{\theta}_2 \sin \theta_2 \\
 \dot{\phi}_p &= \dot{\phi}_c + \dot{\phi}_e
 \end{aligned} \tag{4.1}$$

où X_p , Y_p et Z_p sont la position du centre de masse dans un repère mobile (l'axe des X_p est aligné avec les tubes), X_c et Y_c sont les coordonnées du chariot dans un repère

mobile (l'axe des X_c est aligné avec les tubes) et Z_e est la position de l'effecteur dans la direction verticale.

L'énergie potentielle est :

$$V = -mgL_p(\cos \theta_1 + \cos \theta_2) - Z_e \quad (4.2)$$

où m est la masse de la charge et l'énergie cinétique est :

$$T = \frac{1}{2}M_x\dot{X}_c^2 + \frac{1}{2}M_y\dot{Y}_c^2 + \frac{1}{2}M_z\dot{Z}_e^2 + \frac{1}{2}m(\dot{X}_p^2 + \dot{Y}_p^2 + \dot{Z}_p^2) + \frac{1}{2}I_e\dot{\phi}_p^2 \quad (4.3)$$

où M_x et M_y sont respectivement la masse du chariot dans la direction de l'axe X et Y , M_z représente la masse reliée aux mouvements selon Z_e et I_e est l'inertie de rotation du mécanisme. Il faut noter que la masse des barres a été ici négligée. À partir des équations (4.2) et (4.3) et la méthode de Lagrange, les équations du mouvement suivantes sont obtenues :

$$F_X = M_x\ddot{X}_c + m(\ddot{X}_c - L_p\dot{\theta}_1^2 \sin \theta_1 + L_p\ddot{\theta}_1 \cos \theta_1 - l_4\ddot{\phi}_c) \quad (4.4)$$

$$F_Y = M_y\ddot{Y}_c + m(\ddot{Y}_c - L_p\dot{\theta}_2^2 \sin \theta_2 + L_p\ddot{\theta}_2 \cos \theta_2 + l_3\ddot{\phi}_c) \quad (4.5)$$

$$F_Z = M_z\ddot{Z}_e + m(\ddot{Z}_e - L_p\dot{\theta}_1^2 \cos \theta_1 - L_p\ddot{\theta}_1 \sin \theta_1 - L_p\dot{\theta}_2^2 \cos \theta_2 - L_p\ddot{\theta}_2 \sin \theta_2 - g) \quad (4.6)$$

$$0 = mL_p(\ddot{X}_c \cos \theta_1 - l_4\ddot{\phi}_c \cos \theta_1 - \ddot{Z}_e \sin \theta_1 + L_p\ddot{\theta}_1 + L_p\dot{\theta}_2^2 \sin \theta_1 \cos \theta_2 + L_p\ddot{\theta}_2 \sin \theta_1 \sin \theta_2 + mg \sin \theta_1) \quad (4.7)$$

$$0 = mL_p(\ddot{Y}_c \cos \theta_2 + l_3\ddot{\phi}_c \cos \theta_2 - \ddot{Z}_e \sin \theta_2 + L_p\ddot{\theta}_2 + L_p\dot{\theta}_1^2 \sin \theta_2 \cos \theta_1 + L_p\ddot{\theta}_1 \sin \theta_1 \sin \theta_2 + mg \sin \theta_2). \quad (4.8)$$

À partir des équations (4.4) à (4.8) et principalement (4.7) et (4.8), il est possible de constater que le couplage entre les angles est négligeable pour de petits angles, vitesses angulaires et pour des rotations ϕ_c à faible accélération. Les mouvements selon l'axe des X et l'axe des Y seront donc traités séparément dans la prochaine section.

4.3.2 Modèle simplifié

En considérant un seul degré de liberté (L'axe des X à la figure 4.6), les équations du mouvement sont

$$F_x = (M_x + m)\ddot{x} + m\ddot{\theta}_1 L_p \cos \theta_1 - mL_p \dot{\theta}_1^2 \sin \theta_1 \quad (4.9)$$

$$0 = (\ddot{x} \cos \theta_1 + g \sin \theta_1 + L_p \ddot{\theta}_1) mL_p \quad (4.10)$$

où L_p est considéré constant. En considérant de petits angles et en négligeant $\dot{\theta}_1^2$, les équations peuvent être linéarisées pour conduire à

$$F_x = (M_x + m)\ddot{x} + m\ddot{\theta}_1 L_p \quad (4.11)$$

$$0 = \ddot{x} + g\theta_1 + L_p \ddot{\theta}_1. \quad (4.12)$$

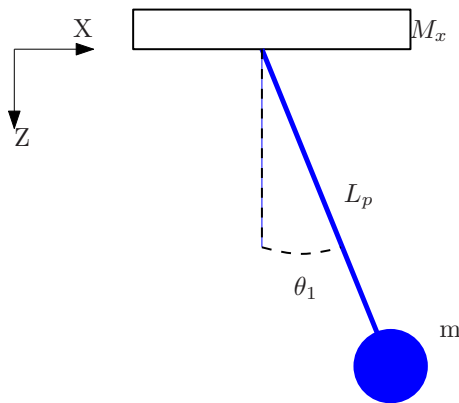


FIG. 4.6 – Définition des paramètres avec le modèle simplifié.

4.4 Commande

Le principe du système d'assistance horizontal proposé ici, tel qu'avec le câble, consiste premièrement pour l'opérateur à pousser la charge et au système de mesurer l'angle entre les liens rigides. L'objectif du système de commande est de déplacer un chariot, auquel le mécanisme est attaché, afin de maintenir ce dernier vertical. Le chariot se déplacera donc dans la direction désirée par l'opérateur tout en amortissant les oscillations du mécanisme, résultant en une assistance intuitive pour l'opérateur. De plus, étant donné que l'objectif du contrôleur est de maintenir le câble vertical,

l'opérateur n'a pas à arrêter la charge par lui-même s'il veut immobiliser le système, ce qui pourrait mener à des blessures comme c'est le cas avec les systèmes passifs qui sont encore abondamment utilisés (Bicchi et collab., 2008). Bien qu'il soit possible de mettre en oeuvre une assistance verticale (mode flottant), de manière très similaire à celle décrite au chapitre précédent, ceci n'a pas été fait dans le cadre de cette thèse. Un mode autonome dans lequel la position de la charge est prescrite et dans lequel les oscillations du mécanisme sont amorties est aussi désiré.

Le détail de la commande ne sera pas développé ici car elle est très similaire à celle développée au chapitre 3. En effet, pour l'assistance horizontale, bien que les équations dynamiques ne soient pas les mêmes au départ, elles peuvent toutes deux être ramenées dans ce cas au *modèle simplifié* qui est le même pour le câble et pour le mécanisme articulé. La commande du mécanisme articulé est en fait encore plus simple car la longueur des barres est fixe. Il faut noter que la hauteur à laquelle la charge est fixée sur l'effecteur n'influence pas la dynamique et que celle-ci n'est influencée que par la longueur des barres. De manière similaire au chapitre précédent, il serait aussi possible d'utiliser les équations (4.4) et (4.5) ou autres afin d'inclure une pré-compensation dans la commande.

Bien que l'assistance verticale, c'est-à-dire le mode flottant, n'ait pas été mis en oeuvre dans cette thèse pour le mécanisme articulé, celle-ci serait très similaire à celle développée pour le câble. Selon la position de l'actionnement vertical et/ou rotatif et selon l'emplacement de la (des) cellule(s) de charge, les effets dynamiques à être compensés seront légèrement différents. Cependant, la technique présentée à la section 3.5 est toujours valide et ne demande que de légères modifications techniques.

4.5 Expérimentations

Les expérimentations ont été réalisées avec un prototype de pont roulant grandeur réelle (industrielle), tel que montré à la figure 4.1, et auparavant utilisé comme système d'assistance intelligent tel que présenté au chapitre 1. Pour ce prototype, la masse se déplaçant selon l'axe des X est de $370kg$ alors que celle selon l'axe des Y est de $190kg$. La masse de la charge peut varier entre 0 et $23kg$ pour un décalage de $0,74m$ (une masse de $23kg$ à $0,74m$ est utilisée dans les expérimentations). L'espace de travail horizontal

TAB. 4.1 – Force requise avec le système articulé

Paramètre	Unité	Valeur
Charge à $0,74m$	kg	23
	lbs	50
Mouvements précis ($0,2\text{ m/s}$)	N	10
	lbs	2,2
Mouvements rapides ($0,6\text{ m/s}$)	N	32
	lbs	7,1

est de $3,3m \times 2,15m$. Le contrôleur a été mise en oeuvre sur un noeud QNX temps réel avec une période d'échantillonnage de 2ms et les algorithmes ont été programmés en utilisant les programmes Simulink et RT-Lab.

4.5.1 Mode coopératif

La première expérimentation consistait à donner une impulsion à la charge. Le résultat est montré la figure 4.7 où il est montré que les oscillations sont rapidement amorties. Au contraire, lorsque le contrôleur n'est pas actif, les oscillations peuvent durer plus d'une minute.

La seconde expérimentation consistait à faire des mouvements précis et des mouvements rapides typiques de tâche courantes. Le comportement résultant est très intuitif, le mécanisme est facile à manipuler et les résultats sont montrés à la figure 4.8. En effet, pour des mouvements précis ($0,2m/s$), la force requise est de $10N$ ($2,2lbs$) alors que pour des mouvements rapides ($0,6m/s$), la force requise est de $32N$ ($7,1lbs$) (voir le tableau 4.1). En considérant que la charge est de $23kg$ ($50lbs$) et excentrée de $0,74m$, ces forces sont très faibles. De plus, aucune force n'est requise pour arrêter la charge, ce qui est un net avantage en comparaison aux mécanismes passifs. Une vidéo montre des extraits de ces expérimentations ("*4_Articulated_XY.avi*").

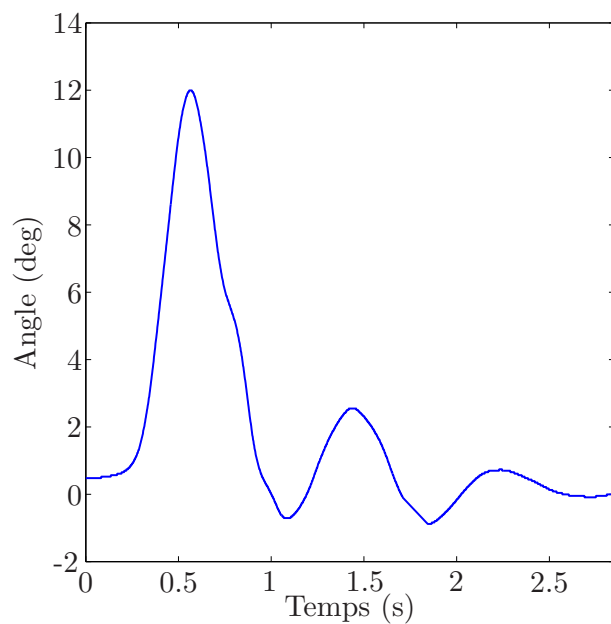


FIG. 4.7 – Expérimentation d'impulsion.

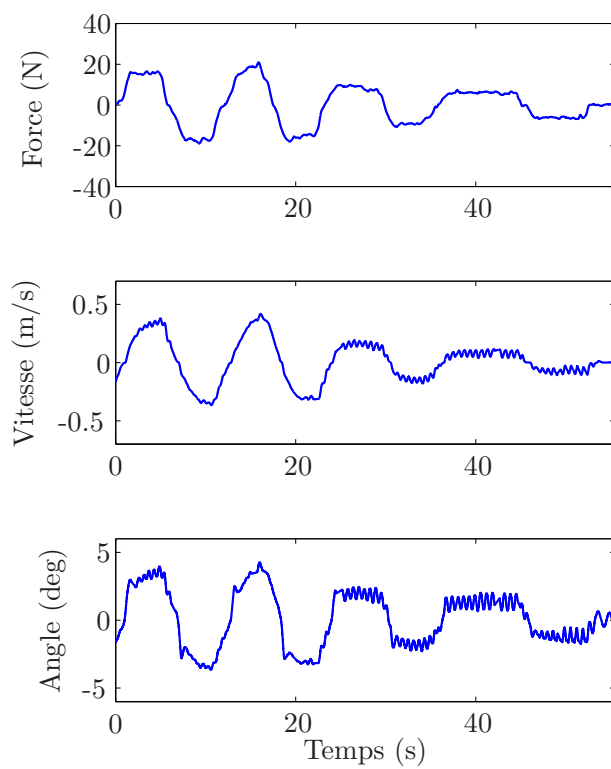


FIG. 4.8 – Expérimentation d'interaction.

4.5.2 Mode autonome

Les expérimentations du mode autonome consistaient à prescrire la position tout en amortissant les vibrations, tel que montré à la figure 4.9. La première expérimentation utilisait un amortissement ζ_1 de 0.9. Les oscillations du mécanisme ont été maintenues à de très faibles valeurs alors que le mouvement en position était plus saccadé (après le mouvement, les oscillations se maintiennent sous le seuil angulaire choisi). La seconde expérimentation ne considérait que la position désirée sans tenir compte de l'angle des barres. Les oscillations étaient donc très grandes alors que le mouvement en position était très lisse. Une vidéo montre des extraits de ces expérimentations (“4_Articulated_XY.avi”).

4.6 Conclusion

Dans ce chapitre, un second système d'assistance permettant une interaction directe avec la charge utilisant un mécanisme articulé a été présenté. Avec ce mécanisme, contrairement au système d'assistance à câble suspendu, il est possible de gérer un décalage du centre de masse de la charge non seulement du mécanisme mais aussi de son point d'attache. Ceci permet d'accomplir des tâches dont il n'était pas possible de s'acquitter auparavant avec un système d'interaction directe avec la charge. Le système mécanique et les capteurs requis ont été présentés, un modèle dynamique a été développé et la commande a été brièvement présentée.

Le système stabilise la charge très rapidement et est très robuste. De plus, le système est très intuitif, ergonomique et sécuritaire.

“If I had asked customers what they wanted, they would have said faster horses.”

- Henry Ford.

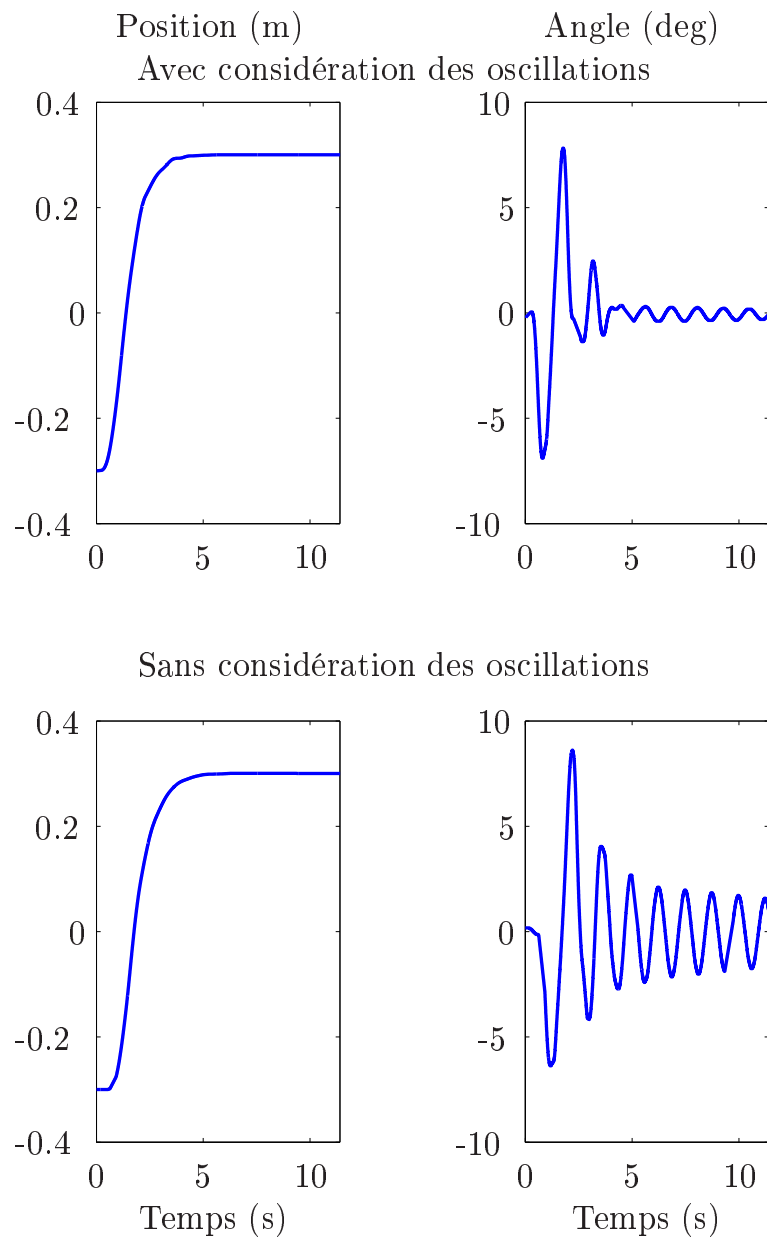


FIG. 4.9 – Expérimentation en mode autonome.

Troisième partie

Éléments de sécurité dans l'interaction humain-robot

“Ne vous laissez pas enfermer par les idées des autres.”
- Steve Jobs.

La sécurité est un facteur très important dans les applications d’interaction humain-robot car les humains et les robots partagent le même espace de travail. Le souci d’améliorer la sécurité est toujours présent et des règles de conception ont été développées à cet effet. Cependant, comme avec n’importe quel outil (pensons à un simple marteau), il y aura toujours certains risques. Même si tout semble avoir été pensé et revu maintes fois, des séquences complexes d’évènements imprévus peuvent mener à un accident malencontreux. Deux méthodes sont proposées dans cette partie afin d’améliorer la sécurité des systèmes d’interaction humain-robot.

Le chapitre 5 traite de l’ajout d’un observateur/contrôleur de vibration. Cet algorithme remplit deux fonctions dans un contexte d’interaction humain-robot : (1) il la rend plus sécuritaire car si des vibrations importantes sont présentes, ce qui peut être dangereux, le contrôleur s’adaptera afin de les atténuer et (2) étant donné que le contrôleur de vibration n’est activé qu’au besoin, les paramètres de commande peuvent être réduits à des valeurs plus ergonomiques et intuitives pour l’opérateur, sans pour autant compromettre le rendu, la sécurité et la stabilité du système.

Le chapitre 6 considère l’ajout d’un capteur qui détecte entre autre la proximité humaine. Ceci permet donc au robot de mieux percevoir son environnement et réagir en conséquence. Par exemple, à la proximité d’un opérateur humain, il pourrait ralentir, s’arrêter, s’éloigner ou autre.

*“Il vous faut parvenir à conjuguer l’effort et le talent
et, pour faire bonne mesure, à enrichir le tout par une
bonne dose de discernement et de vision.”*

*- Philip Fisher dans Actions ordinaires et profits
extraordinaires.*

Chapitre 5

Observateur et contrôleur de vibrations

“Le management, c’est de bien faire les choses ; le leadership c’est de faire les bonnes choses.”

- Peter Drucker.

Les interactions physiques humain-robot et les systèmes haptiques présentent un compromis entre la fiabilité des sensations rendues à l’opérateur et la stabilité du système. Bien

que les problèmes de stabilité stricts soient pratiquement résolus dans de nombreux domaines, des vibrations importantes se manifestant sous des entrées fortement dynamiques représentent encore un défi. En effet, s'il est possible de réduire ou d'éliminer ces vibrations, c'est normalement au dépens du réalisme rendu à l'opérateur ou d'un accroissement des forces requises par celui-ci.

Afin d'éliminer ce compromis, un observateur/contrôleur de vibration (VOVC) dans le domaine du temps a été développé dans le cadre de cette thèse. Cet algorithme remplit deux fonctions dans un contexte d'interaction humain-robot : (1) il la rend plus sécuritaire car si des vibrations importantes sont présentes, ce qui peut être dangereux, le contrôleur s'adaptera afin de les atténuer et (2) étant donné que le contrôleur de vibration n'est activé qu'au besoin, les paramètres de commande peuvent être réduits à des valeurs plus ergonomiques et intuitives pour l'opérateur, sans pour autant compromettre le rendu, la sécurité et la stabilité du système.

L'observateur/contrôleur de vibration observe un signal, y détecte les vibrations et les quantifie selon un indice donné. À partir de cet indice, le contrôleur s'adapte en ligne afin d'atténuer les vibrations. Étant donné que le contrôleur n'est modifié qu'au besoin, les compromis inhérents à ces systèmes s'en trouvent de beaucoup diminués. De plus, l'algorithme ne requiert pas de modèle physique et demande un temps de calcul très faible. Bien que cet observateur/contrôleur ait été implanté ici pour l'interaction physique humain-robot et plus précisément pour une commande en admittance, il pourrait très bien être utilisé dans d'autres domaines aussi simples que la commande en position.

Le sujet est premièrement introduit en détail et accompagné d'une revue de littérature. L'algorithme de l'observateur/contrôleur de vibration est par la suite décrit et appliqué à la commande par admittance. Finalement, des résultats expérimentaux sont présentés pour illustrer l'efficacité de l'algorithme proposé.

Extensions multimédias

- La vidéo “5_VOVC_Court.avi” présente un résumé de l'algorithme avec un extrait des expérimentations.
- La vidéo “5_VOVC_Long.avi” présente l'algorithme de manière plus complète avec un extrait des expérimentations.

5.1 Introduction

Il est bien connu que l'interaction entre deux systèmes peut générer des vibrations lorsqu'un système de rétroaction en boucle fermée est utilisé. Ces problèmes de vibrations peuvent provenir de différentes sources comme par exemple une limite de largeur

de bande, des délais ou des retards de communication, des discontinuités dans la boucle de rétroaction ou de la référence, des erreurs de modélisation et autres phénomènes tel que la friction, le bruit et la résolution des capteurs. Lorsqu'une personne est incluse dans la boucle interactive, le traitement des vibrations potentielles devient un problème de sécurité et s'applique dans un sens plus large au domaine d'interaction physique humain-robot (Bicchi et collab., 2008). En effet, les vibrations diminuent le réalisme rendu à l'opérateur et peuvent potentiellement devenir dangereuses, surtout lorsque des systèmes puissants sont utilisés. La réponse sous-amortie qui génère les vibrations est normalement causée par une référence et/ou une commande variant abruptement et est parfois confondue avec de l'instabilité. Bien que cette réponse ne soit pas de l'instabilité au sens strict du terme, elle n'est pas acceptable dans la majorité des applications haptiques ou d'IpHR.

Différentes approches ont été utilisées dans la littérature pour pallier ce problème. Une des approches les plus simples consiste à augmenter l'amortissement virtuel afin que les vibrations n'apparaissent pas. Une autre approche est d'utiliser un lien d'impédance ou d'admittance artificiel entre le système et le monde virtuel afin de découpler le modèle du monde virtuel et la commande haptique (Adams et Hannaford, 1999). Ces deux dernières approches ont le désavantage de réduire les performances en tout temps, même s'il n'y a pas de vibrations.

Une autre stratégie consiste à ajuster le modèle d'impédance ou d'admittance utilisé par le contrôleur, en fonction d'un modèle de l'humain identifié en ligne, pour compenser l'énergie qui est introduite par la boucle de rétroaction (Mobasser et Hashtrudi-Zaad, 2006). Pour certains types de commande, comme la commande par admittance, les vibrations apparaissent généralement lorsque l'environnement est raide. Il a donc similairement été proposé dans Tsumugiwa et collab. (2002); Duchaine et Gosselin (2008) d'estimer la raideur de l'environnement réel (qui peut être l'opérateur) et de modifier l'amortissement virtuel en conséquence. L'application semble cependant limitée en pratique. En effet, il faudrait minimalement qu'un modèle du robot ou du système soit considéré afin d'estimer la raideur de l'environnement, afin de tenir compte de la dynamique du mécanisme. Effectivement, étant donné que le critère utilisé dans ces approches est basé sur le ratio entre la variation de force et le déplacement lorsqu'ils sont de signe opposés, c'est-à-dire $\Delta f_h / \Delta x$, la raideur obtenue ne correspond pas nécessairement à la réalité. En effet, en utilisant les approches proposées, si l'opérateur applique une force négative afin de décélérer, l'estimation d'un environnement raide sera

obtenue. Pour prendre un autre exemple, une grande variation de force menant à un faible déplacement ne signifie pas nécessairement que la raideur est grande mais dépend plutôt de la dynamique du système. L'algorithme semble fonctionner si l'environnement ou l'opérateur est raide autour d'un point stationnaire car dès qu'une variation de force est de signe opposé à la variation de déplacement, un grand amortissement virtuel est appliqué et le système se stabilise. Cependant, cet ajout d'amortissement est appliqué pour toute décélération, ce qui n'est pas souhaitable. De plus, étant donné que la dynamique n'est pas prise en compte, l'algorithme ne semble pas fonctionner lorsque le système se déplace car un environnement raide n'est généralement pas détecté. Finalement, l'équation utilisée pour déterminer l'amortissement virtuel à appliquer ne semble pas valide, tel qu'expliqué au chapitre 2.

D'un autre côté, le théorème de passivité a été utilisé abondamment pour la commande d'interfaces haptiques (Hannaford et Ryu, 2001) et pour des systèmes de téléopération avec des temps de délai variables (Ryu et Preusche, 2007; Cho et Park, 2006). Dans le premier cas, un paramètre d'amortissement virtuel est utilisé afin de stabiliser le système lorsque la passivité du système est violée. Les observateurs de passivité (PO) et les contrôleurs de passivité (PC) dans le domaine du temps qui sont utilisés afin d'assurer la stabilité du système sont très répandus et peuvent gérer des délais variables (Artigas et collab., 2006). Ces observateurs/contrôleurs de passivité (POPC) sont seulement activés lorsque requis et ne diminuent donc pas les performances du système en tout temps (Ryu et collab., 2004). Cependant, comme il sera démontré ici, dans certains cas, le PO ne parvient pas à détecter les vibrations et la violation de la règle de passivité. Un autre observateur, dans le domaine des fréquences, a aussi été proposé dans Ryu et collab. (2008).

Un algorithme général qui résout avec succès les problèmes de vibrations, sans recourir à un modèle physique, est proposé dans ce chapitre. L'algorithme de l'observateur/contrôleur de vibration est premièrement décrit et ensuite appliqué à la commande par admittance. Finalement, des résultats expérimentaux sont présentés pour illustrer l'efficacité de l'algorithme. Soulignons l'apport du professeur Martin J.D. Otis qui a contribué à la revue de littérature, à l'analyse des résultats et via ses suggestions avisées.

5.2 Observateur/Contrôleur de vibration

Cette section détaille l'observateur/contrôleur de vibrations. Le principe général est expliqué, de même que le principe des fenêtres de temps large et étroite. Finalement, des indices de vibrations à être utilisés par le contrôleur de vibration sont proposés.

5.2.1 Principe général

Afin d'évaluer les vibrations présentes dans un signal à un temps t_0 , un intervalle de temps $t \in [(t_0 - T_w), t_0]$, référant à une *fenêtre de temps large*, est défini. Dans le contexte d'interaction physique humain-robot, le signal considéré pour analyser les vibrations peut être, par exemple, la vitesse mesurée, la vitesse désirée ou les forces d'interactions. Les valeurs minimales et maximales du signal dans la fenêtre de temps large sont ensuite trouvées en utilisant une technique de *fenêtre de temps étroite*. En fonction des valeurs minimales et maximales obtenues, un indice de vibration est défini et en se basant sur celui-ci, le contrôleur est adapté en ligne afin de réduire les vibrations. La figure 5.1 présente l'observateur/contrôleur de vibrations de manière générale alors que la figure 5.2 présente la structure de l'observateur de vibrations. La vidéo "5_VOVC_Long.avi" présente l'algorithme avec un extrait des expérimentations.

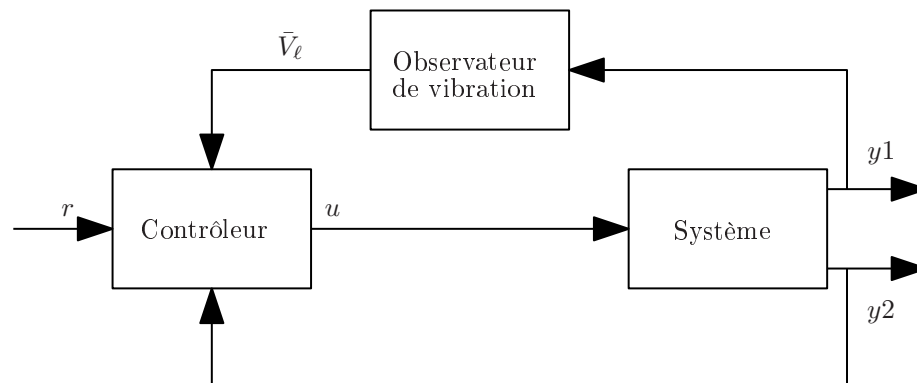


FIG. 5.1 – Structure générale de l'observateur/contrôleur de vibrations : r est la référence, u est la commande, y_2 est la sortie et y_1 est le signal considéré par l'observateur de vibration.

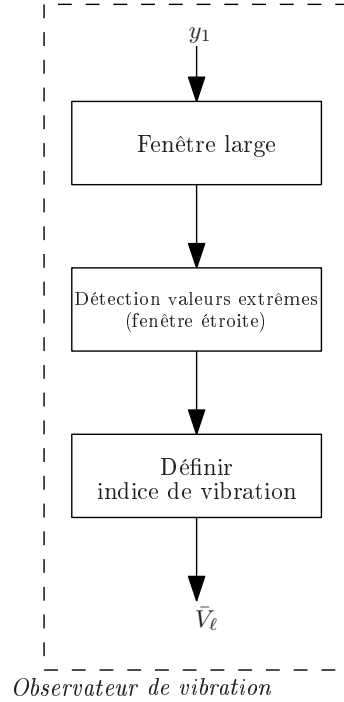


FIG. 5.2 – Structure de l’observateur de vibrations : y_1 est l’entrée de l’observateur et \bar{V}_ℓ en est la sortie.

5.2.2 Fenêtre de temps large

La durée de la fenêtre de temps large, T_w , est un paramètre de conception très important. Étant donné que l’indice de vibration est basé sur la détection des valeurs minimales et maximales, il faut

$$T_w > \frac{1}{f_l} \quad (5.1)$$

où f_l est la fréquence la plus faible qui devraient être considérée dans l’indice de vibration. D’un autre côté, T_w ne devrait pas être trop grand car la raison d’être de l’indice de vibration est d’estimer le niveau de vibration à un instant donné. En ce sens, les vibrations passées ne devraient avoir qu’un effet limité sur l’indice. Une règle empirique proposée est de choisir T_w tel que

$$T_w \simeq \frac{3}{f_l}. \quad (5.2)$$

Il faut noter que la fenêtre de temps large n’induit pas un délai de T_w sur l’observation des vibrations ou de la commande. En effet, l’indice de vibration est calculé plusieurs fois à l’intérieur d’une fenêtre de temps large donnée et l’indice de vibration réagit donc rapidement aux nouvelles vibrations, même si T_w est grand. Le délai pour l’observation ou la commande est plutôt relié à la période d’échantillonnage et à la fenêtre de temps

étroite définie dans le prochain paragraphe. La figure 5.3 illustre le concept de fenêtre de temps large.

5.2.3 Fenêtre de temps étroite

Afin d'estimer le niveau de vibration, les valeurs minimales et maximales d'un signal donné sont identifiées. Pour y arriver, une approche classique serait de trouver les zéros de la dérivée du signal observé. Cependant, en pratique, ce signal est trop bruité et cette approche ne peut pas être appliquée. Il est donc proposé d'utiliser une fenêtre de temps étroite d'une durée T_n afin de parcourir le signal du début à la fin de la fenêtre de temps large. À l'intérieur d'une fenêtre de temps étroite, le signal discrétisé (avec une période d'échantillonnage de T_s) mène à $j = \frac{T_n}{T_s} + 1$ échantillons, notés $s_i, i = 1, \dots, j$ où s_i est l'amplitude du signal correspondant à l'échantillon i . L'amplitude du signal pour l'échantillon correspondant au centre de la fenêtre étroite, noté s_c , avec $c = \frac{T_n}{2T_s}$ est alors considéré. Si l'on a

$$s_c = \max(s_1, \dots, s_j) \quad (5.3)$$

alors un maximum est détecté, alors que si

$$s_c = \min(s_1, \dots, s_j), \quad (5.4)$$

un minimum est détecté. Autrement, aucun extrémum n'est détecté. Finalement, si un minimum et un maximum sont tous deux détectés pour un point donné, ce dernier est ignoré. Ce test de fenêtre de temps étroite est effectué pour chaque point de la fenêtre de temps large.

La durée de la fenêtre de temps étroite T_n est aussi un paramètre de conception. Si elle est courte, un grand nombre de minimums et de maximums seront détectés en raison du bruit présent dans le signal. Par contre, si elle est trop grande, les vibrations à haute fréquence ne seront pas détectées. En effet, il faut

$$T_n < \frac{1}{2f_h} \quad (5.5)$$

où f_h est la plus haute fréquence à être considérée dans l'indice de vibration. Même si le signal peut être légèrement filtré afin d'atténuer le bruit haute fréquence, le choix de T_n dépend grandement du bruit du signal. De plus, pour les applications d'interaction

humain-robot ou d'haptique, les fréquences au-dessus de 100 Hz peuvent généralement être ignorées et T_n peut être choisi en conséquence.

Il devrait être noté que par souci d'efficacité, la fenêtre de temps large n'est pas parcourue par la fenêtre de temps étroite à chaque pas de temps. En effet, les résultats de la fenêtre de temps large précédente sont réutilisés, ce qui mène à un temps de calcul très faible.

La figure 5.3 montre une fenêtre de temps large et une fenêtre de temps étroite. La figure 5.4 montre les minimums et maximums obtenus avec un signal peu bruité alors que la figure 5.5 montre les résultats obtenus avec un signal bruité, démontrant la robustesse de l'algorithme face au bruit.

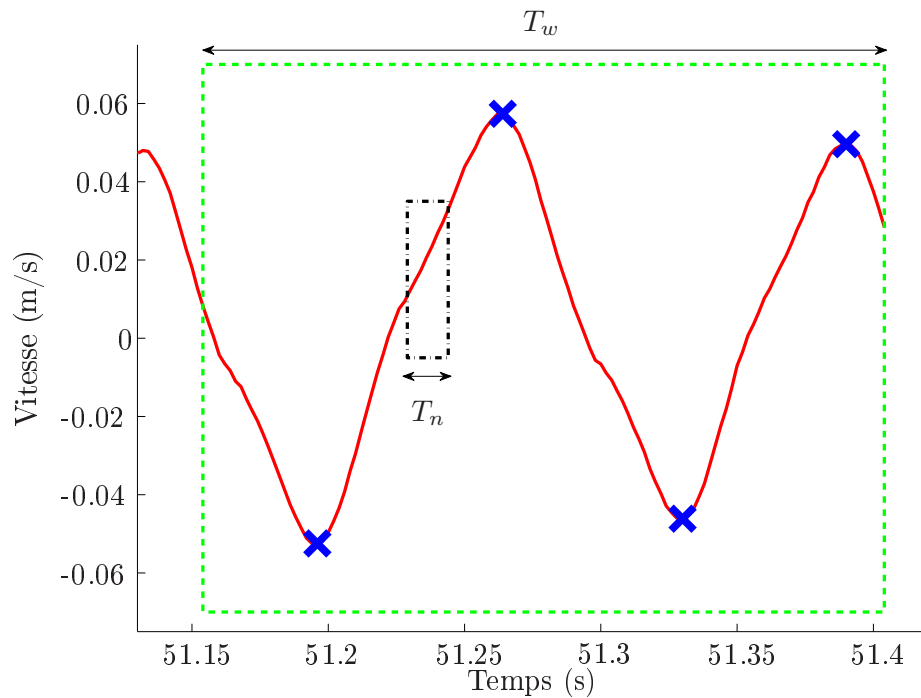


FIG. 5.3 – Illustration d'une fenêtre de temps large et étroite : la ligne verte pointillée représente les limites de la fenêtre de temps large alors que la ligne noire trait-point représente les limites de la fenêtre de temps étroite pour un point donné dans la fenêtre de temps large.

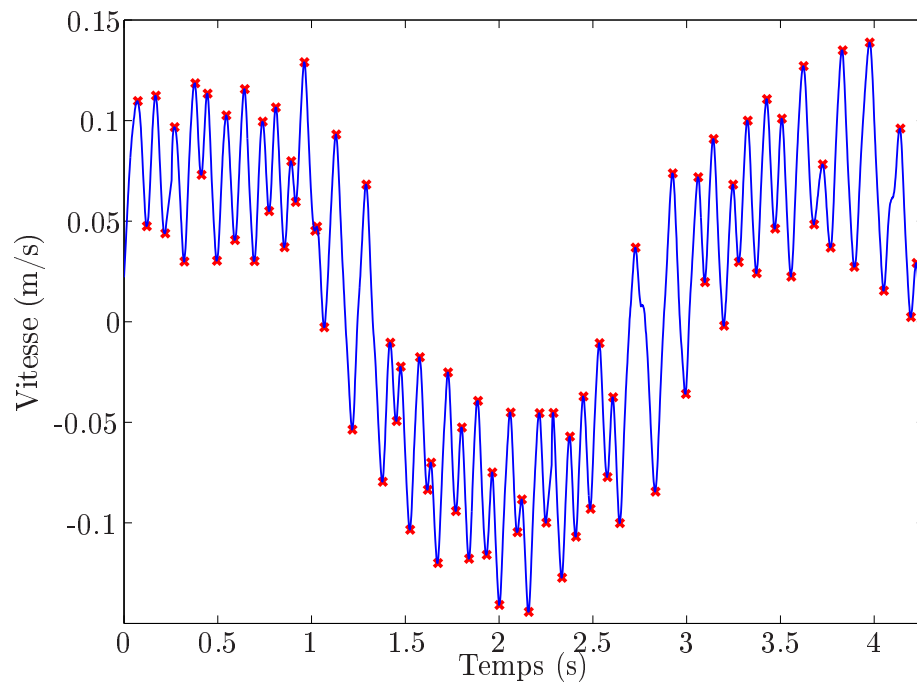


FIG. 5.4 – Minimums et maximums détectés par l’algorithme avec un signal peu bruité ($T_w = 0.25s$, $T_n = 0.03s$).

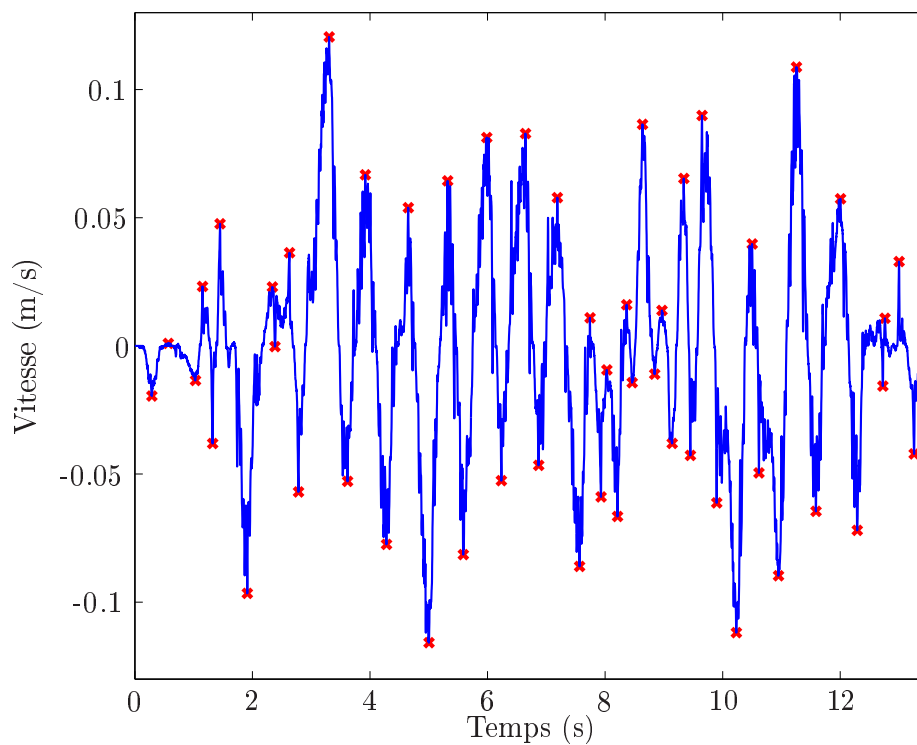


FIG. 5.5 – Minimums et maximums détectés par l’algorithme avec un signal bruité ($T_w = 1s$, $T_n = 0.3s$).

5.2.4 Indice de vibration

En se basant sur les valeurs minimales et maximales détectées dans une fenêtre de temps large donnée, un indice de vibration (V) est proposé. Le nombre total d'extrémums, noté n_e , est premièrement calculé. S'il y a moins que deux extrémums, l'indice est posé à zéro. Sinon, il est empiriquement proposé d'utiliser la définition suivante pour l'indice de vibration :

$$V = \sum_{i=1}^{n_e-1} \frac{|y_{1(i+1)} - y_{1(i)}|}{(t_{(i+1)} - t_{(i)})} \quad (5.6)$$

où $y_{1(i)}$ et t_i sont respectivement la valeur du signal et le temps correspondant à l'extrémum i . Il faut noter que les extrémums sont classés selon leur temps d'apparition, c'est-à-dire que la valeur de deux extrémums consécutifs est soustraite dans l'indice. En conséquence, plus la différence entre deux extrémums consécutifs est grande, plus l'indice sera grand. De manière similaire, plus le temps entre deux extrémums consécutifs est faible, plus l'indice sera grand. En d'autres termes, une augmentation de l'amplitude et/ou de la fréquence des vibrations résultera en un plus grand indice de vibration.

Afin d'améliorer la robustesse face au bruit, le terme $\frac{|y_{1(i+1)} - y_{1(i)}|}{(t_{(i+1)} - t_{(i)})}$ n'est considéré dans la somme de l'indice que si :

$$\frac{|y_{1(i+1)} - y_{1(i)}|}{(t_{(i+1)} - t_{(i)})} > \delta_v \quad (5.7)$$

où δ_v est un seuil prédéfini qui élimine la contribution de vibrations de faible amplitude normalement dues au bruit.

Une version modifiée de l'indice, V_ℓ , inclut des limites sur le taux de variation de l'indice. Un taux limite de montée (RL) et un taux limite de descente (FL) sont utilisés afin d'éviter les variations abruptes. Le taux limite de montée est normalement élevé alors que la limite de descente est faible. En fait, si une ou des vibrations apparaissent, la limite de descente empêche l'indice de retomber à zéro après un temps très court. Ce principe permet de lisser le comportement du système lorsque l'indice est utilisé par le contrôleur. Une saturation peut aussi être utilisée afin que l'indice de vibration n'augmente pas indéfiniment. Finalement, l'indice peut être mis à l'échelle pour qu'il ait le même ordre de grandeur pour différents mécanismes. Nous avons alors :

$$\bar{V}_\ell = \lambda_v V_\ell \quad (5.8)$$

où \bar{V}_ℓ est l'indice mis à l'échelle et λ_v est le facteur d'échelle qui est déterminé expérimentalement.

La figure 5.6 montre un exemple de détermination de l'indice de vibration. Dans la colonne de gauche, le signal a été obtenu à partir d'une coopération humain-robot douce alors que dans la colonne de droite, les signaux ont été obtenus à partir d'une coopération humain-robot raide, menant à des vibrations.

L'algorithme a été mis en oeuvre sur QNX en utilisant Simulink et RT-LAB. Le temps de calcul est d'environ 0.08 ms (0.00008 s) pour les prototypes présentés aux sections 1.7 et 5.4.1.

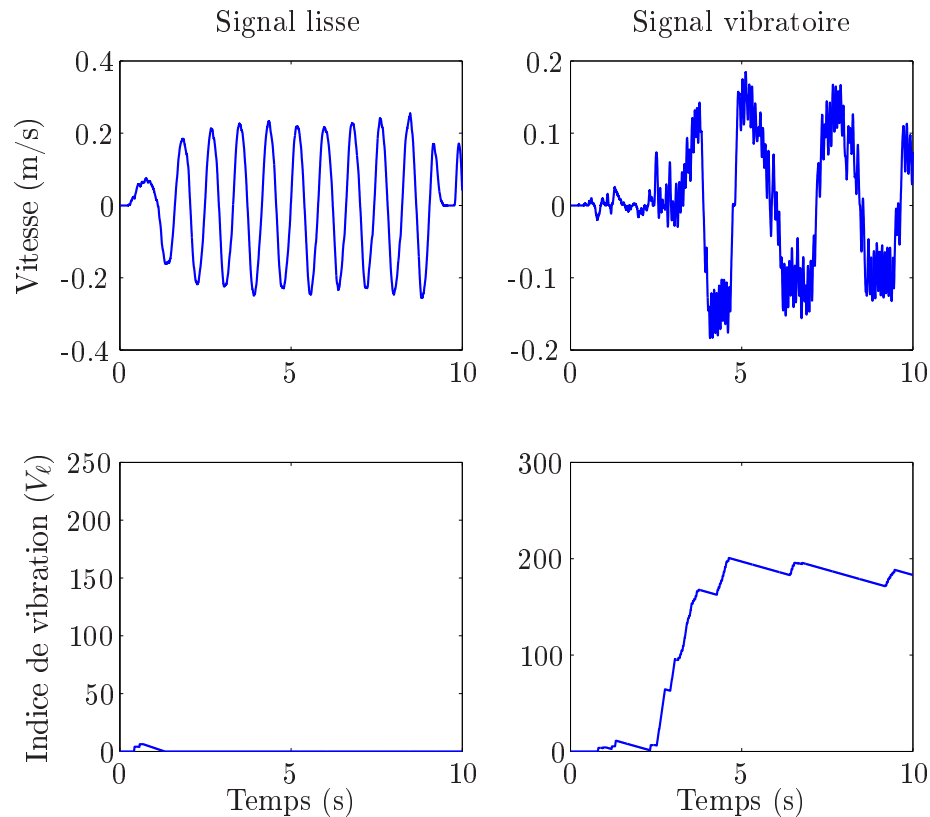


FIG. 5.6 – Exemple de détermination de l'indice de vibration, \bar{V}_ℓ , pour deux signaux obtenus lors d'une expérimentation de coopération humain-robot. Dans la colonne de gauche, le signal a été obtenu à partir d'une coopération humain-robot douce alors que dans la colonne de droite, les signaux ont été obtenus à partir d'une coopération humain-robot raide, menant à des vibrations ($T_w = 0,25s$, $T_n = 0,03s$, $\lambda_v = 20$, $RL = 12,5s^{-1}$, $FL = 0,5s^{-1}$).

5.2.5 Contrôleur

L'indice de vibration peut être utilisé de différentes façons afin d'adapter le contrôleur à la situation. Par exemple, les gains du contrôleur, la commande, des filtres, de l'amortissement ou autres peuvent être modifiés en ligne en se basant sur l'indice de vibration. À cette fin, un indice général, noté η , est défini et peut être utilisé pour différentes situations. On pose

$$0 \leq \eta \leq 1 \quad (5.9)$$

où $\eta = 0$ correspond à des vibrations importantes alors que $\eta = 1$ correspond à aucune vibration. Une valeur de \bar{V}_ℓ minimale est premièrement choisie et notée $\bar{V}_{\ell,\min}$. En-dessous de ce seuil les vibrations sont considérées comme négligeables. De plus, une valeur maximale de \bar{V}_ℓ , notée $\bar{V}_{\ell,\max}$, au-dessus de laquelle les vibrations sont considérées comme inacceptables est utilisée. L'indice général est ainsi défini comme étant

$$\eta = 1 - \frac{\eta'}{\bar{V}_{\ell,\max} - \bar{V}_{\ell,\min}} \quad (5.10)$$

où

$$\eta' = \begin{cases} 0 & \text{si } \bar{V}_\ell \leq \bar{V}_{\ell,\min} \\ \bar{V}_{\ell,\max} - \bar{V}_{\ell,\min} & \text{si } \bar{V}_\ell \geq \bar{V}_{\ell,\max} \\ \bar{V}_\ell - \bar{V}_{\ell,\min} & \text{autrement.} \end{cases} \quad (5.11)$$

Une valeur minimale (η_{\min}) peut aussi être appliquée à η pour des considérations de commande afin que η varie entre η_{\min} et 1 au lieu d'entre 0 et 1. Bien que plusieurs paramètres doivent être réglés, ceci est facile à gérer car ils dépendent de caractéristiques physiques et leur effet est indépendant l'un de l'autre.

5.3 Application à la commande par admittance

L'observateur/contrôleur de vibration est maintenant appliqué à la commande par admittance décrite au chapitre 1. Bien que les problèmes de stabilité reliés à la commande par impédance avec un environnement virtuel raide aient été grandement explorés (Jung, 1999; Zeng, 1997; Surdilovic, 2007; Chien, 2004), peu d'études ont été faites pour la commande par admittance (Tsumugiwa et collab., 2002; Duchaine et Gosselin, 2008, 2009).

En utilisant la commande par admittance, des vibrations ou de l'instabilité peuvent apparaître lorsque le robot est en contact avec un environnement raide (qui peut être l'opérateur). Habituellement, les paramètres d'admittance sont ajustés de façon à ce qu'il n'y ait pas de vibrations dans des conditions normales. Cependant, lorsqu'en contact avec un environnement très raide comme un mur, le système pourrait vibrer lorsque ces paramètres sont utilisés. Afin de prévenir cette situation, et parce que la sécurité est la préoccupation principale, les paramètres d'admittance doivent être réglés à des valeurs très conservatrices. En conséquence, l'opérateur doit appliquer de grandes forces pour déplacer le système, même dans des conditions normales. Cette situation correspond au compromis bien connu entre la stabilité et la performance défini par le *Z-width* pour les systèmes haptiques (Colgate et Brown, 1994). Ce compromis peut être utilisé comme critère de conception dans beaucoup d'applications (Diolaiti et col-lab., 2005) et représente un déterminant majeur pour l'intuitivité de la commande, la performance et l'immersion de l'utilisateur.

L'objectif est ici de régler les paramètres d'admittance de sorte qu'il n'y ait pas de vibrations dans des conditions normales d'utilisation. Lorsqu'en contact avec un environnement très raide, l'observateur/contrôleur de vibrations sera alors utilisé pour supprimer les vibrations et reproduire un comportement intuitif à l'opérateur. Étant donné que l'observateur/contrôleur de vibration n'est utilisé qu'au besoin, les compromis inhérents à ces systèmes s'en trouvent de beaucoup diminués. Outre cet avantage, la sécurité de l'opérateur est aussi grandement accrue car si des vibrations sont présentes, l'observateur/contrôleur de vibrations permettrait, dans une certaine mesure, de gérer le problème. Il y a un compromis entre l'annulation des oscillations et la performance générale du système qui dépend des paramètres de l'algorithme. Cependant, il faut noter que ce compromis ne se présente qu'en présence de vibrations étant donné que le contrôleur de vibrations n'est activé qu'en cas de besoin.

Il a été choisi pour les expérimentations d'utiliser la vitesse mesurée comme signal d'entrée de l'observateur de vibrations. Bien que la vitesse désirée soit moins bruitée que la vitesse mesurée, cette dernière est privilégiée car elle prend en compte le comportement réel et non seulement la référence. Tout comme la vitesse désirée, la force d'interaction présente le désavantage de mal représenter la réalité, surtout si le problème de vibration persiste alors que l'opérateur ait lâché la poignée.

Dans les expérimentations rapportées ici, un contrôleur proportionnel et une com-

compensation de friction sont utilisés comme commande de vitesse. Le gain proportionnel et la compensation de friction sont tous deux multipliés par η , c'est-à-dire :

$$K_p = \eta K_{pd} \quad (5.12)$$

pour le gain proportionnel et de manière similaire pour la compensation de friction, où K_{pd} est la valeur du gain proportionnel par défaut et K_p est le gain proportionnel actuel. La sortie du contrôleur est alors atténuée en fonction de l'indice de vibration, ce qui réduit le gain en boucle fermée, ce qui à son tour mène à une amélioration des marges de stabilité et à une diminution des oscillations du système. Si un algorithme de commande plus complexe était utilisé, tel un PID ou une commande par couple pré-calculé, différentes approches seraient possibles. Par exemple, les gains ou un paramètre de conception de la commande pourraient simplement être multipliés par le ratio de commande η .

5.4 Expérimentations

Les expérimentations ont été réalisées avec deux prototypes. Le premier est une vis à billes linéaire à un degré de liberté et le second est un prototype de système d'assistance intelligent à quatre degrés de liberté.

5.4.1 Vis à billes linéaire à 1 ddl

Le prototype de vis à billes linéaire à un degré de liberté est montré à la figure 5.7. Le capteur de force utilisé est un ATI Mini-40 6 axes et seule la composante de force dans la direction du mouvement est utilisée. L'algorithme est implanté sur un noeud temps réel QNX avec une période d'échantillonnage de 2ms. Les expérimentations ont été réalisées avec les paramètres présentés au tableau 5.1.

La Figure 5.8 montre un exemple de coopération douce. Le ratio de contrôle, égal à η lorsque le contrôleur de vibration est actif, est le facteur d'atténuation appliqué au contrôleur proportionnel et à la compensation de friction. Ce test a été fait avec et sans l'observateur/contrôleur de vibration et les résultats sont les mêmes.

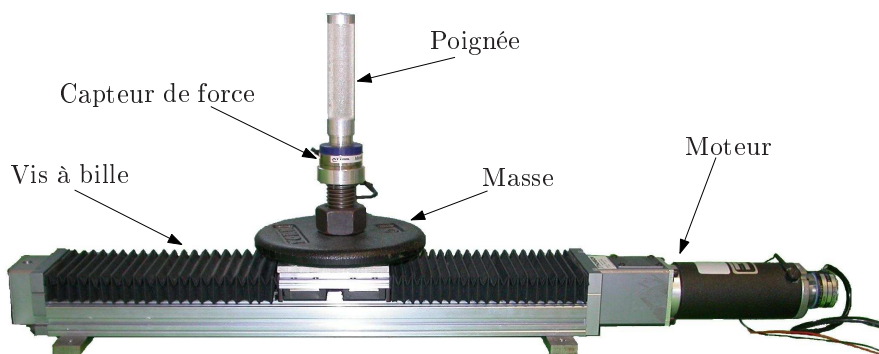


FIG. 5.7 – Prototype de vis à billes linéaire à un degré de liberté.

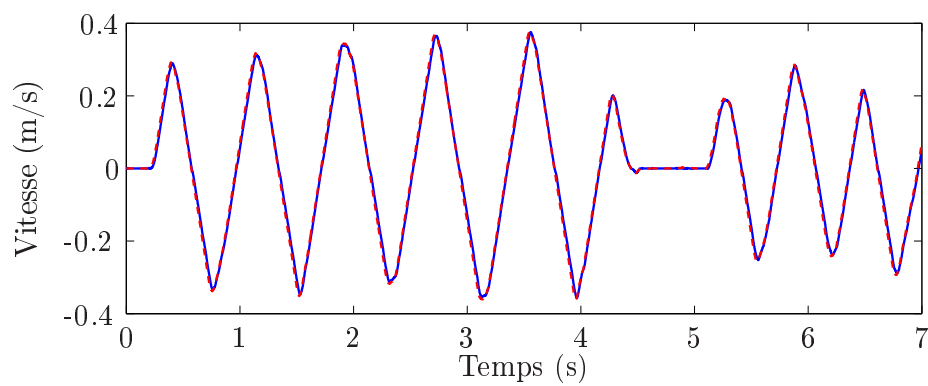


FIG. 5.8 – Coopération douce. La ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.

TAB. 5.1 – Paramètres utilisés avec le prototype à 1 ddl.

Masse virtuelle	2 kg
Amortissement virtuel	60 Ns/m
Gain proportionnel par défaut K_{pd}	0,01
T_w	0,25s
T_n	0,03s
δ_v	0,0005
Taux limite de montée	$12,5 \text{ s}^{-1}$
Taux limite de descente	$0,5 \text{ s}^{-1}$
η_{\min}	0,02
$V_{\ell,\min}$	17
$V_{\ell,\max}$	34
Facteur d'échelle λ_v	20

La Figure 5.9 montre un exemple de coopération raide sans observateur/contrôleur de vibrations. L'intention de l'opérateur était de rester à un point fixe et ensuite de bouger lentement. La vitesse désirée et mesurée souffrent toutes deux d'importantes vibrations et la coopération n'est pas confortable.

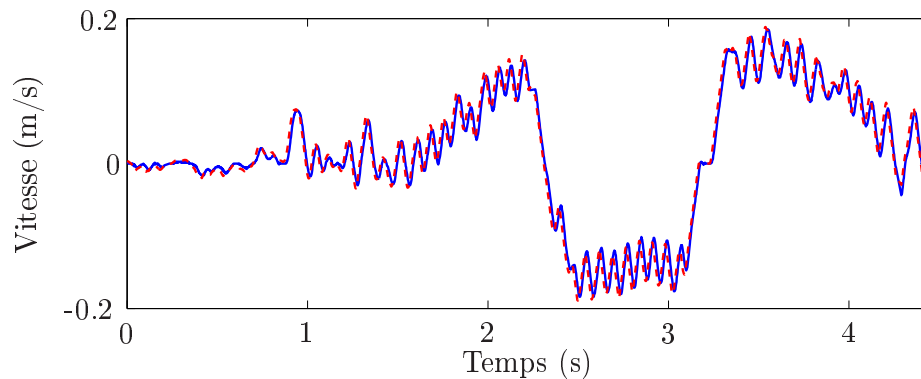


FIG. 5.9 – Coopération raide sans observateur/contrôleur de vibration. La ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.

La Figure 5.10 montre un exemple de coopération raide avec observateur/contrôleur de vibration. Les intentions de l'opérateur étaient alors de rester à un point fixe. Il peut

être observé qu’après une oscillation, après une très courte période de temps, le système est stabilisé.

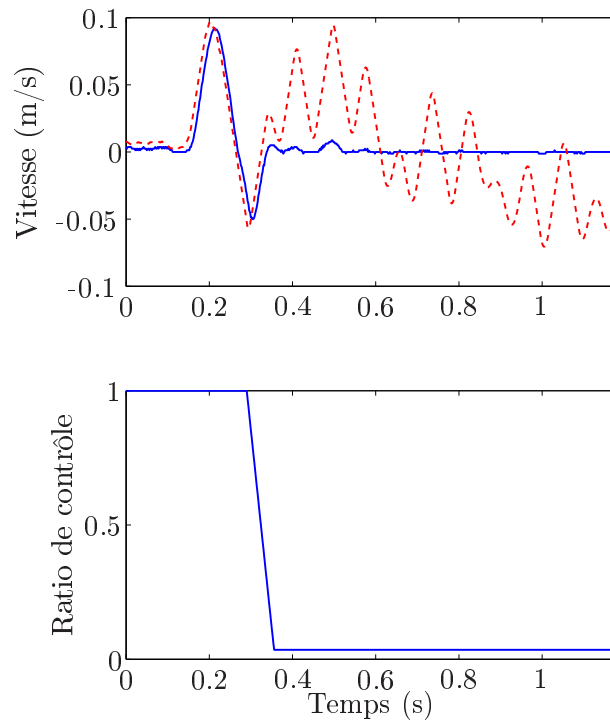


FIG. 5.10 – Coopération raide autour d’un point avec observateur/contrôleur de vibration. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.

La Figure 5.11 montre un exemple de coopération raide avec mouvement et avec observateur/contrôleur de vibration. La coopération est très stable et il n’y a pas de vibration. La vitesse ne suit pas exactement la référence afin que la coopération demeure douce. La vidéo “5_VOVC_Court.avi” présente un résumé de l’algorithme avec un extrait des expérimentations. La vidéo “5_VOVC_Long.avi” présente l’algorithme de manière plus complète avec un extrait des expérimentations.

5.4.1.1 Observateur de passivité

Les données obtenues lors des expérimentations montrées à la Figure 5.9 ont aussi été observées avec un observateur de passivité (PO) (Hannaford et Ryu, 2002). Le concept est d’observer l’énergie du système et de détecter quand un comportement actif est présent. Dans ce cas, la passivité du système est violée. En fonction de cette

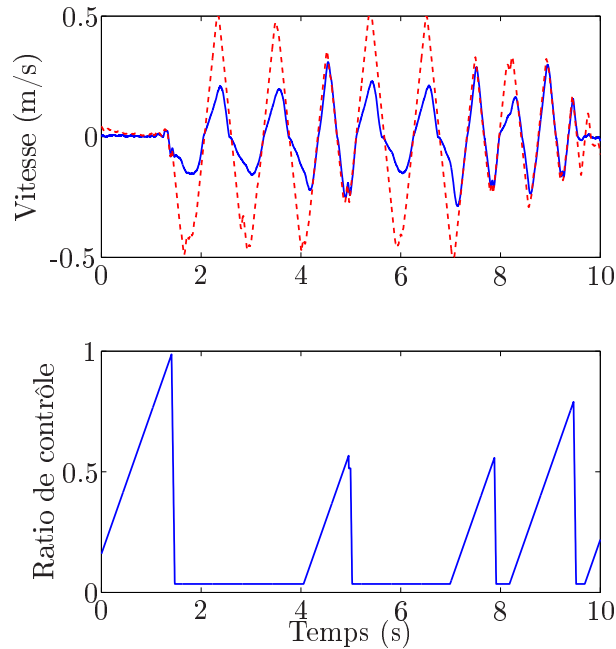


FIG. 5.11 – Coopération indice avec mouvement et avec observateur/contrôleur de vibration. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.

observation, de l'amortissement peut par exemple être ajouté, via la commande, afin de contrôler la passivité du système. La Figure 5.12 montre la sortie du PO (énergie) et il peut être observé que l'énergie ne descend pas sous zéro (et donc que la passivité ne semble pas violée). En d'autres mots, aucun problème n'est détecté et le contrôleur de passivité (PC) ne corrigerait donc pas les vibrations car il ne serait pas activé. En effet, le PO détecte l'énergie additionnelle injectée par un comportement non-passif mais ne semble pas détecter les vibrations causées par un environnement raide mais passif.

5.4.2 Système d'assistance intelligent

Le prototype de système d'assistance intelligent est présenté à la section 1.7 et nous utilisons l'axe Y dans les expérimentations qui suivent. Les expérimentations ont été réalisées avec les paramètres présentés au tableau 5.2.

La Figure 5.13 montre un exemple de coopération douce. Le ratio de contrôle, égal à η lorsque le contrôleur de vibration est actif, est le facteur d'atténuation appliqué au

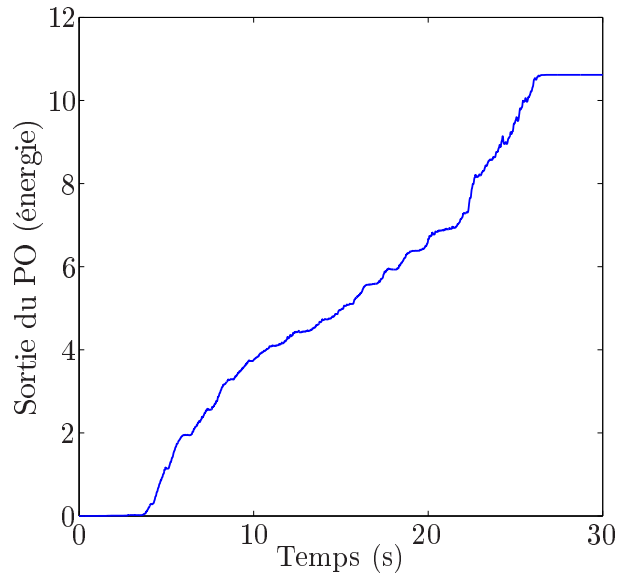


FIG. 5.12 – Sortie de l’observateur de passivité avec un environnement raide.

contrôleur proportionnel et à la compensation de friction. Ce test a été fait avec et sans l’observateur/contrôleur de vibration et les résultats sont les mêmes.

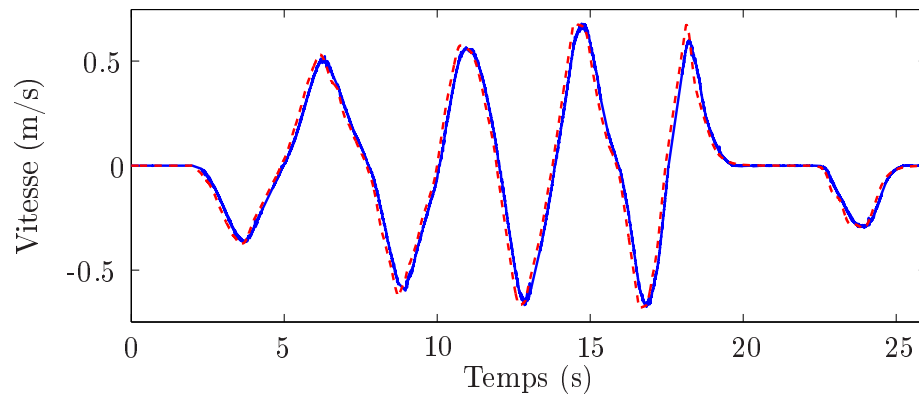


FIG. 5.13 – Coopération douce. La ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.

La Figure 5.14 montre un exemple de coopération raide sans observateur/contrôleur de vibrations. La vitesse désirée et mesurée souffrent toutes deux d’importantes vibrations et la coopération n’est pas confortable.

La Figure 5.15 montre un exemple de coopération indice avec observateur/contrôleur de vibration. Les intentions de l’opérateur étaient alors de rester à un point fixe en

TAB. 5.2 – Paramètres utilisés avec le prototype d’assistance intelligente à 4ddl.

Masse virtuelle	9 kg
Amortissement virtuel	30 Ns/m
Gain proportionnel par défaut K_{pd}	0,06
T_w	1s
T_n	0,25s
δ_v	0,01
Limite de montée	$12,5 \text{ s}^{-1}$
Limite de descente	$0,5 \text{ s}^{-1}$
η_{\min}	0,02
$V_{\ell,\min}$	3
$V_{\ell,\max}$	20
Facteur d’échelle λ_v	20

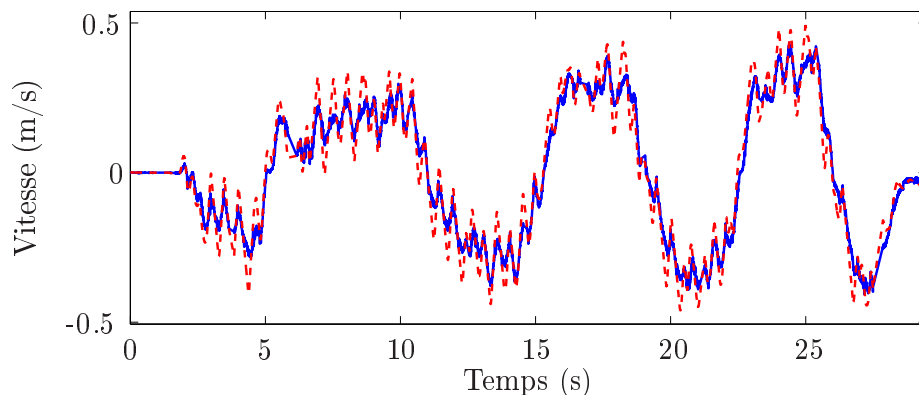


FIG. 5.14 – Coopération raide sans observateur/contrôleur de vibration. La ligne pleine bleu représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.

essayant de perturber minimalement le système. Il peut être observé qu’après une oscillation, après une très courte période de temps, le système est stabilisé.

La Figure 5.16 montre un exemple de coopération raide avec mouvement et avec observateur/contrôleur de vibration. La coopération est très stable et il n’y a pas de vibration. La vitesse ne suit pas exactement la référence afin que la coopération demeure douce.

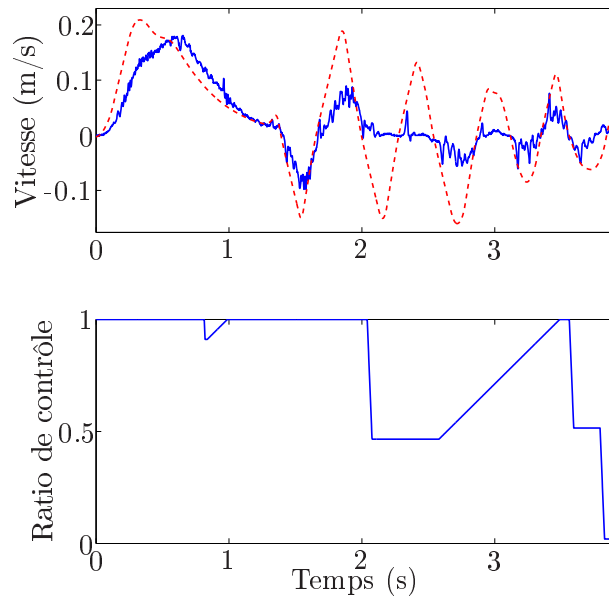


FIG. 5.15 – Coopération indice autour d'un point avec observateur/contrôleur de vibration. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.

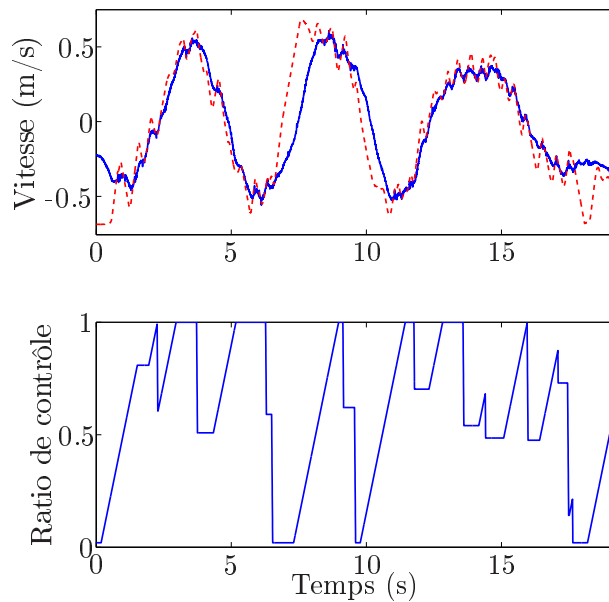


FIG. 5.16 – Coopération raide avec mouvement et avec observateur/contrôleur de vibration. Pour le sous-graphique de vitesse, la ligne pleine bleue représente la vitesse mesurée alors que la ligne rouge pointillée représente la vitesse désirée.

5.5 Conclusion

Ce chapitre s'intéressait à un observateur/contrôleur de vibration ne demandant que très peu de temps de calcul sans avoir recours à un modèle du système. Cet algorithme remplit deux fonctions dans un contexte d'interaction humain-robot : (1) il la rend plus sécuritaire car si des vibrations importantes sont présentes, ce qui peut être dangereux, le contrôleur s'adaptera afin de les atténuer et (2) étant donné que le contrôleur de vibration n'est activé qu'au besoin, les paramètres de commande peuvent être réduits à des valeurs plus ergonomiques et intuitives pour l'opérateur, sans pour autant compromettre le rendu, la sécurité et la stabilité du système. L'algorithme pourrait aussi être utilisé dans d'autres applications que la commande par admittance.

L'observateur est basé sur une technique de fenêtrage qui détecte les extrémums à l'intérieur d'un signal pour une fenêtre de temps donnée. En se basant sur les valeurs des extrémums trouvés et leurs temps respectifs, un indice est défini afin d'évaluer le niveau de vibrations. Cet indice est ensuite utilisé dans une loi de commande qui ajuste les gains du contrôleur, ce qui permet de réduire les vibrations à un seuil qui n'est pas perçu par l'opérateur. L'interaction est alors plus intuitive et plus efficace.

L'algorithme a été testé avec deux prototypes différents

“La peur est le chemin vers le côté obscur : la peur mène à la colère, la colère mène à la haine, la haine... mène à la souffrance.”

- Yoda.

Chapitre 6

Peau capacitive détectant la proximité humaine

“La nécessité est la mère de la créativité.”

- Inconnu.

“La bonne paresse est le père de la créativité.”

- Alexandre Lecours.

Dans ce chapitre, le développement et la mise en application pratique d'une peau capacitive détectant la proximité de l'humain sont présentés. La mécanique, l'électronique et les modes d'interaction (sécurité et coopération) sont développés. Bien qu'une implémentation pratique ait été effectuée, ce chapitre demeure exploratoire et le développement pourrait être poussé davantage. Les résultats obtenus sont très intéressants et bien que divers éléments puissent influencer le signal observé, la solution développée mène à des capacités de perception accrues du robot et l'aide à mieux saisir et réagir à son environnement.

Extension multimédia

- La vidéo "[6_TouchSafe.avi](#)" présente la peau capacitive détectant la proximité humaine.

6.1 Introduction

Afin de bien réagir à leur environnement et au monde humain, il est reconnu que la capacité de perception des robots devrait être améliorée. Ceci peut être par exemple être fait via le développement d'algorithmes intelligents mais dans tous les cas, différents capteurs devront être ajoutés et interfacés entre eux. Une grande attention se porte présentement au développement d'une peau sensible ([Mannsfield et collab., 2010](#)) recouvrant le robot et lui permettant de détecter les forces appliquées sur ses membrures. En fonction des contacts et des algorithmes choisis, le robot pourrait simplement s'arrêter, éviter un obstacle, se mouvoir dans une direction opposée, etc. Bien que beaucoup de développements soient à venir, ces capteurs sont cependant généralement coûteux ou partiellement fonctionnels.

L'approche choisie ici est d'utiliser une peau capacitive ne détectant pas nécessairement la force, mais plutôt les perturbations capacitives dans son entourage. Ces perturbations sont généralement produites par des pièces conductrices mais il est également connu que l'humain influence le signal capacitif de manière importante. Cette peau, fort simple et peu coûteuse, peut donc être utilisée afin de détecter la proximité humaine. Dans les années 1990, des solutions capacitives visant à détecter la proximité humaine sur un grand volume avaient été explorées mais plus ou moins abandonnées en raison des faux positifs obtenus ([Ghosh et Paques, 1991](#); [Ghosh et collab., 1995](#)). Plus tard, probablement grâce à l'évolution de la technologie, d'autres solutions similaires sont apparues. Par exemple, [Pottier et collab. \(2006\)](#) proposent d'appliquer une

peinture conductrice sur un robot afin d'estimer la distance de l'humain et tiennent aussi compte des perturbations propres à la configuration du robot. En effet, le robot étant métallique, une membrure du robot peut venir perturber la lecture de capacitance d'une autre membrure. Cependant, leur proposition semble plus théorique que pratique. Une peau capacitive a aussi été proposée dans [Conte et collab. \(2011\)](#) bien qu'il n'y ait pas vraiment de détails sur la peau en tant que tel ni sur l'étendue des tests pratiques réalisés. Il ne faut pas confondre ces peaux capacitives avec des peaux robotiques mesurant la force tel que proposé dans [Ulmen et Cutkosky \(2010\)](#); [Schmitz et collab. \(2011\)](#) se servant, d'une manière différente, de capteurs capacitifs. Dans le premier cas, les capteurs capacitifs sont utilisés pour détecter la variation de capacitance de l'environnement et principalement les perturbations amenées par la proximité de l'humain. Dans le cas des capteurs de force, la perturbation de la capacitance est aussi mesurée mais, cette fois, la proximité entre deux couches conductrices influence cette capacitance. La proximité entre ces deux couches variant avec la force appliquée sur la peau, le système peut être utilisé comme un capteur de force. Par ailleurs, le système est conçu pour éviter que des perturbations extérieures tel que la proximité de l'humain influence la lecture de capacitance.

L'idée de départ du système proposé ici est venue en voyant une vidéo promotionnelle du banc de scie *SawStop* qui arrête la scie à la détection de la proximité humaine. Après discussions avec Monsieur Yves Jean, il n'a pas été jugé robuste d'utiliser la même technique que le *SawStop* pour un robot se déplaçant dans l'espace. Ce dernier avait plutôt suggéré de placer un émetteur Radiofréquences (RF) sur l'opérateur ainsi qu'un récepteur sur le robot afin de détecter la proximité humaine. Cette solution aurait permis d'être robuste face aux perturbations d'autres objets comme des pièces métalliques mais il aurait fallu s'assurer que l'opérateur porte l'émetteur RF, ce qui représente un certain risque. C'est alors que Michel Dominique, technicien à l'atelier électronique du département de génie mécanique, a proposé d'utiliser un capteur capacitif, a fait des tests préliminaires et a développé le circuit électronique selon les besoins que nous avons définis. Après avoir terminé la mise en oeuvre, nous avons trouvé des travaux récents similaires, tel que mentionné ci-haut, quoi que moins axés sur la mise en oeuvre pratique.

Ce court chapitre exploratoire se concentre sur le développement et la mise en application pratique d'une peau capacitive. La mécanique, l'électronique et les modes d'interaction (sécurité et coopération) sont présentés.

6.2 Composantes mécaniques

Le prototype de peau capacitive est montré à la figure 6.1. Le tissu conducteur est

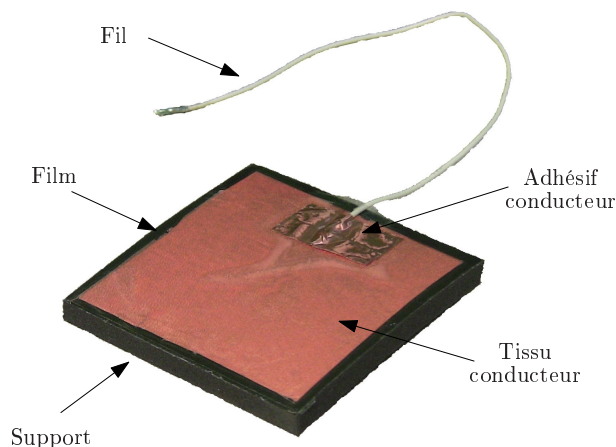


FIG. 6.1 – Prototype de la peau capacitive.

connecté, via un fil, à un circuit électronique muni d'un capteur capacitif. Il faut noter que le tissu et le fil captent les perturbations capacitives dans l'environnement et le fil ne doit donc pas être trop long. Le support est une mousse (*foam*) commerciale et flexible. Elle sert à isoler le tissu conducteur de la surface sur laquelle la peau sera montée. L'épaisseur de la mousse peut varier et permet de réduire l'influence des éléments conducteurs qui pourraient varier sous la surface. Le film (transparent sur cette photo) permet d'isoler le tissu conducteur. Celui-ci doit être présent pour ne pas qu'un élément (comme l'humain) touche directement le tissu conducteur et simultanément à une grande surface conductrice ou une mise à la terre. Le fil est ici soudé au tissu conducteur et aussi collé via un papier adhésif conducteur. La peau capacitive est donc flexible, tel que montré à la figure 6.5(e) et peut ainsi être placée de façon à épouser les formes du robot.

La taille de la peau capacitive est de $7 \times 7\text{cm}$ afin de correspondre aux dimensions de la main humaine (paume ou doigts). Une peau plus grande serait davantage influencée par d'autres éléments capacitifs comme du métal (sans que la main humaine ait nécessairement plus d'influence) alors qu'une peau plus petite permettrait de capter moins de surface de l'humain et serait donc aussi moins sensible à sa présence.

6.3 Circuit électronique

Le système est basé sur le capteur *AT42QT1111* de *Atmel* et appelé *QTouch 11-key Sensor IC*. Celui-ci comporte 11 touches pouvant être lues indépendamment et il est donc possible de gérer 11 morceaux de peau par capteur. Le circuit électronique a été conçu par Michel Dominique à l'atelier du département de génie mécanique et est montré à la figure 6.2. D'autres capteurs sont disponibles et celui choisi permet de gérer plusieurs options telles que la sensibilité. Pour l'instant, chaque circuit est

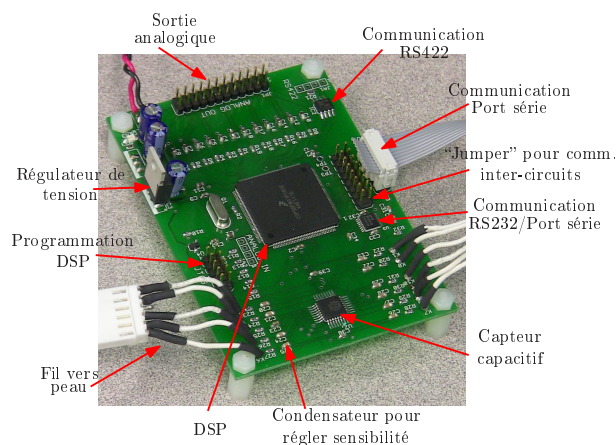


FIG. 6.2 – Circuit électronique pour le capteur capacitif.

relié au noeud de calcul via un port série. Si plusieurs circuits devaient être utilisés, ils pourraient être reliés à un DSP central qui communiquerait avec le noeud de calcul en n'utilisant qu'un fil.

6.4 Interaction

La peau capacitive permet de détecter la proximité humaine et en fonction de cette information, il est possible de programmer le robot afin qu'il réagisse de différentes manières. Par exemple, celui-ci peut simplement s'arrêter, ralentir, éviter l'obstacle, reculer, etc.

La figure 6.3 montre l'amplitude relative du signal d'une peau capacitive, γ_t (maximum de 1024), pour différentes situations. Les différentes amplitudes montrent qu'il

est possible d'obtenir une certaine robustesse par rapport à la détection de l'humain et de divers objets.

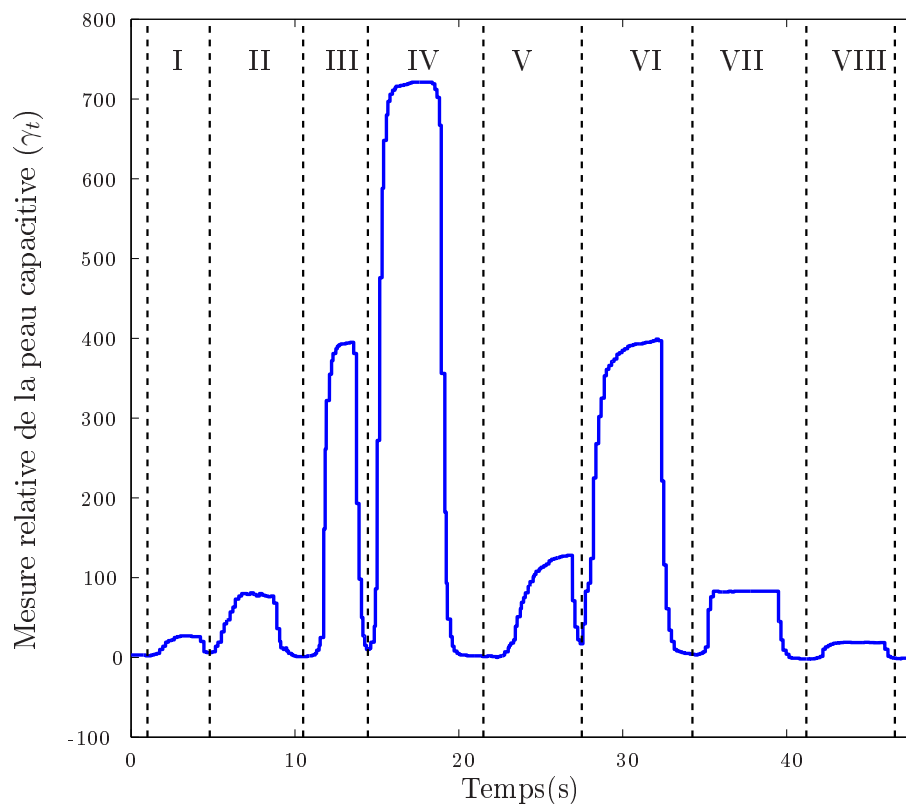


FIG. 6.3 – Amplitude du signal pour différentes situations. I- un doigt à 1cm de la peau, II- une main à 1cm de la peau, III- un doigt en contact avec la peau, IV- une main en contact avec la peau, V- un doigt en contact avec la peau à travers un gant de travail, VI- une main en contact avec la peau à travers un gant de travail, VII- une pièce métallique de $95 \times 82 \times 3\text{ mm}$ en contact avec la peau et VIII- une pièce de bois de $240 \times 85 \times 35\text{ mm}$ en contact avec la peau.

Des expérimentations ont été effectuées avec le robot Tripteron et le Kuka LWR tel que montré aux figures 6.4(a) et 6.4(b). Deux réactions ont été testées, soit un mode de sécurité et un mode de coopération.

6.4.1 Mode sécurité

Dans le mode de sécurité, lorsque l'humain est détecté près d'une peau de l'effecteur (figure 6.5(a) et 6.5(b) ou d'une peau générale (figure 6.5(c)), le robot s'arrête

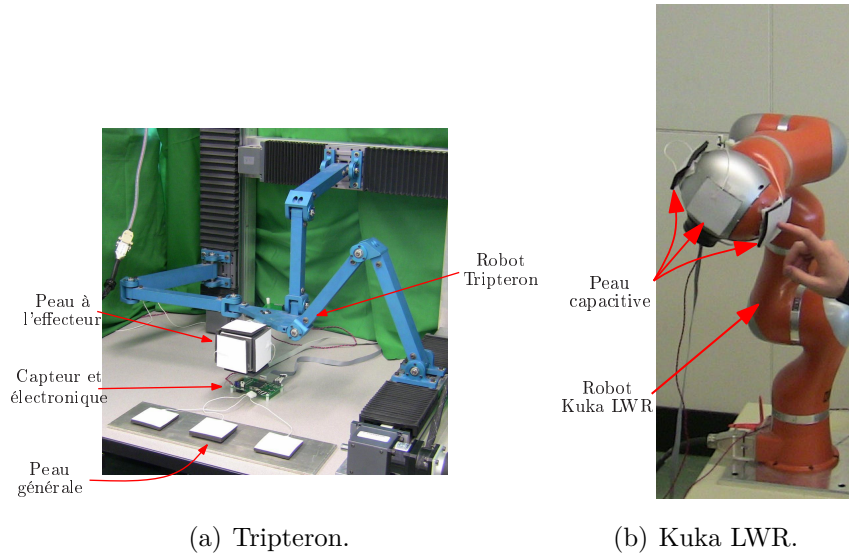


FIG. 6.4 – Robots utilisés dans les expérimentations de la peau capacitive

immédiatement ou ralentit proportionnellement à la proximité humaine. Ce mode a été mis en oeuvre sur le Tripteron et sur le Kuka LWR tel que montré dans la vidéo “6_ TouchSafe.avi”. La peau capacitive détecte le contact humain mais aussi la proximité humaine, ce qui permet par exemple de détecter un contact avant qu’il ne se produise ou bien de détecter la présence humaine même à travers un habit tel que montré à la figure 6.5(c). Il faut noter que la sensibilité choisie implique un compromis entre la sensibilité à l’humain par rapport à certaines perturbations tel que l’approche d’un élément métallique. Un contact avec un objet ne perturbant pas assez la capacitance, tel que montré à la figure 6.5(f), ne sera pas détecté.

6.4.2 Mode coopération

Dans le mode coopération, les peaux capacitives à l’effecteur sont utilisées afin de guider le robot dans la direction désirée alors que les peaux capacitives générales servent d’élément de sécurité permettant d’arrêter le robot. Ce mode a été implémenté sur le Tripteron tel que montré dans la vidéo “6_ TouchSafe.avi”. Le signal capté par la peau capacitive est utilisé par une commande par admittance comme s’il s’agissait d’une force et ceci permet au robot de se déplacer de manière intuitive dans la direction désirée par l’opérateur. La figure 6.6 montre un exemple de coopération avec le Tripteron. Le signal pour chacune des peaux (γ_{t1} et γ_{t2}) est obtenu puis en fonction de la géométrie, un

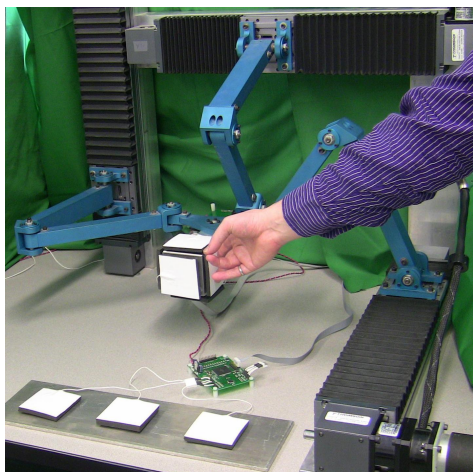
signal équivalent est obtenu (ici $(\gamma_{t1} - \gamma_{t2})$). Celui-ci est ensuite utilisé par la commande par admittance afin d'obtenir une vitesse qui devra être suivie par le robot.

6.5 Conclusion

Dans ce chapitre, le développement et la mise en application pratique d'une peau capacitive détectant la proximité de l'humain ont été présentés. La mécanique, l'électronique et les modes d'interaction (sécurité et coopération) ont été développés. Il a été montré qu'il était possible d'utiliser les peaux capacitatives de manière robuste et intuitive. Bien qu'une mise en oeuvre pratique ait été effectuée, ce chapitre demeure exploratoire et le développement pourrait être poussé davantage. Les résultats obtenus sont très intéressants et bien que divers éléments puissent influencer le signal observé, la solution développée mène à des capacités de perception accrue du robot et l'aide à mieux saisir et réagir à son environnement.

*“Le brave n'est pas celui qui ne connaît pas la peur,
c'est celui qui fait ce qu'il a à faire en dépit de sa peur.
Pour réussir, il faut être prêt à risquer l'échec.”*

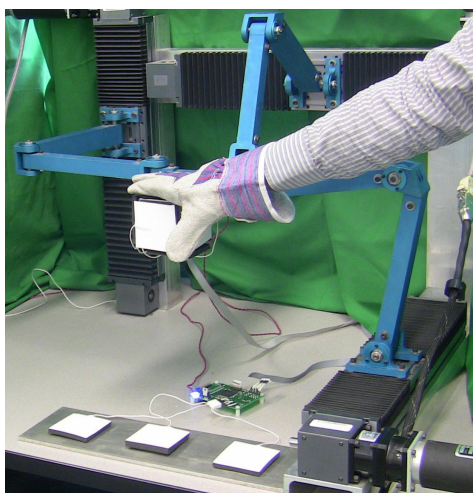
- Raymond E. Feist.



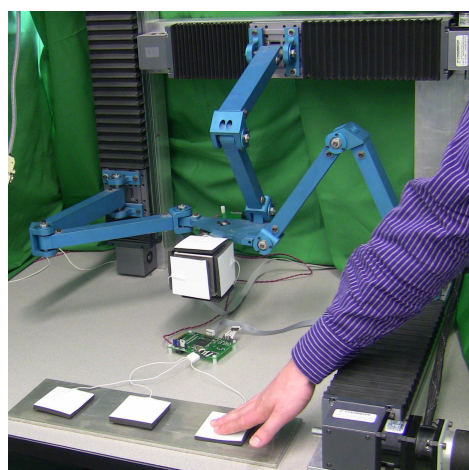
(a) Coopération avec le Tripteron.



(b) Coopération avec le Kuka LWR.



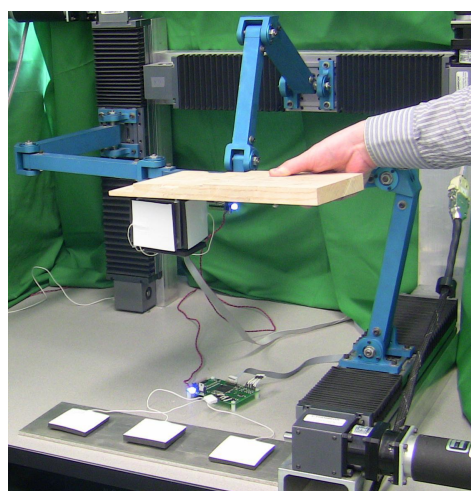
(c) Détection malgré un gant.



(d) Demande d'arrêt avec le Tripteron.



(e) Flexibilité de la peau.



(f) Aucune détection avec un objet non conducteur.

FIG. 6.5 – Différentes options avec la peau capacitive.

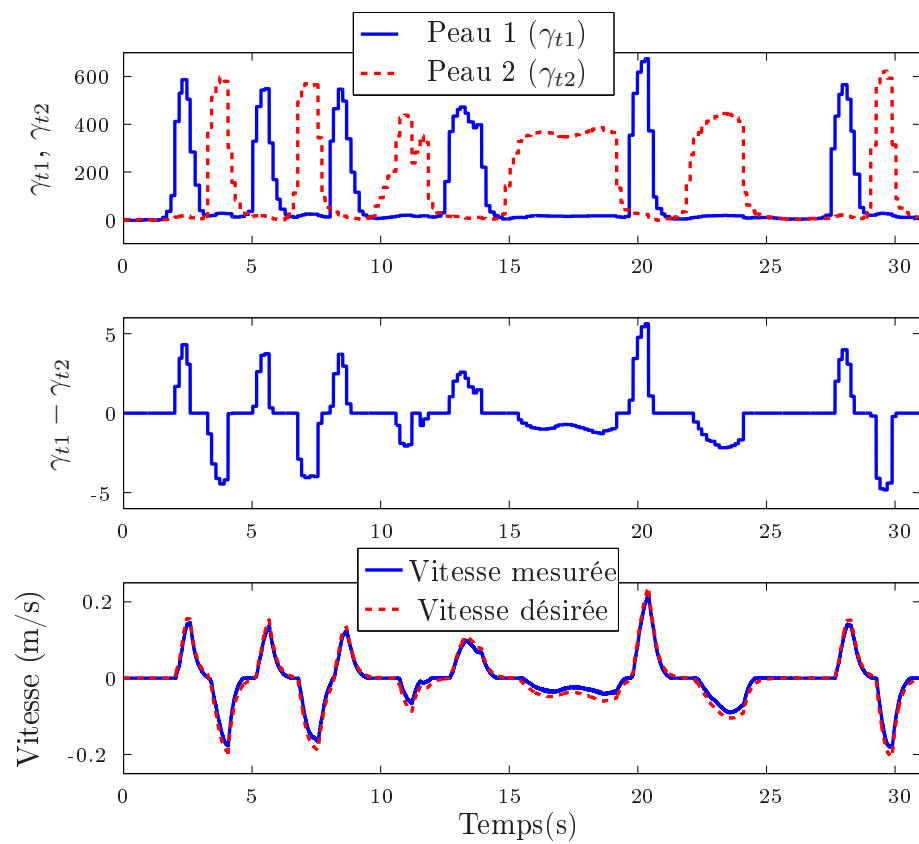


FIG. 6.6 – Exemple de coopération via les peaux capacitives avec le Tripteron.

Conclusion

"Just remember, license never replace eye, ear, and brain."

- *Miyagi*

Cette thèse apporte plusieurs contributions, tant dans un esprit scientifique que pour des applications industrielles requérant des réponses immédiates. Ces travaux ont été publiés ou sont en cours de révision dans des journaux et conférences pour un total de 9 articles comme premier auteur. De plus, 3 brevets américains ont été déposés comme premier auteur pour la commande par admittance variable, pour le système d'assistance à câble et pour le système d'assistance à base d'un mécanisme articulé. Il est important de noter que la presque totalité des concepts proposés dans cette thèse ont été mis en oeuvre en pratique. Ceci revêt une importance capitale car comme le dit Dale Carnegie dans *Comment parler en public*, "À tout art contribuent quelques principes et beaucoup de techniques". Une revue des contributions de cette thèse, comportant trois parties, est présentée ci-après.

La première partie de la thèse présente la commande de robots en mode d'interaction physique humain-robot via un contact direct entre le robot et l'humain à travers une poignée sensible.

Le chapitre 1 traitait de la commande des systèmes d'interaction physique humain-robot et visait des aspects d'intuitivité, de performance, d'ergonomie et de stabilité. Dans un premier temps, la commande par impédance et la commande par admittance classique ont été présentées. Par la suite, une commande par admittance variable a été proposée. Celle-ci consiste à détecter les intentions de l'humain et à faire varier les paramètres d'admittance en ligne afin d'aider l'opérateur à accomplir la tâche voulue. Il est ainsi possible d'éliminer les compromis inhérents à la commande par admittance fixe, soit de pouvoir facilement accomplir des mouvements précis aussi bien que des mouvements de grande accélération. Différentes expérimentations ont permis de démontrer la validité de l'algorithme. Une commande par couple pré-calculé adaptée à la commande par admittance, considérant les effets de saturation et comprenant l'identification du système, a été présentée et avantageusement comparée à la commande PID. Finalement, un système avec poignée sur la charge et un système muni d'un effecteur semi-rigide ont été proposés.

Le chapitre 2 s'intéressait, de manière théorique et pratique, aux aspects concernant les vibrations, la stabilité et la transparence qui sont inhérents à la commande par admittance. L'objectif était d'analyser différents modèles afin de parvenir à expliquer les résultats expérimentaux. Ces modèles pourraient, par exemple, servir à bien concevoir de futurs robots ou simuler des systèmes d'interaction. Un modèle simple et un modèle détaillé, considérant chacun l'opérateur soit en boucle ouverte ou en boucle fermée ont été développés. Le modèle simple a permis d'expliquer une partie du phénomène observé bien qu'il ne représentait pas bien tous les aspects pratiques dont l'existence d'une masse virtuelle minimale. Le modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle ouverte a permis d'expliquer une partie du comportement observé en pratique, c'est-à-dire l'existence d'une masse virtuelle minimale sans toutefois expliquer la variation de cette masse critique en fonction de l'amortissement virtuel. Finalement, le modèle détaillé considérant l'opérateur en boucle fermée a été capable d'expliquer l'existence de la masse virtuelle minimale ainsi que son évolution par rapport à l'amortissement virtuel.

La seconde partie de la thèse visait le développement de systèmes d'interaction permettant une interaction directe entre l'humain et la charge.

Le chapitre 3 proposait un système d'assistance à câble suspendu supporté par un pont roulant et permettant une assistance selon les trois directions de translation. Afin de développer cette solution, un capteur d'angle de câble à deux degrés de liberté, des algorithmes de commande et d'observation et un système de capteurs ont été développés. L'assistance horizontale déplace le pont roulant de manière calculée en utilisant le capteur d'angle afin d'annuler l'angle du câble et d'aider l'opérateur à se déplacer (le système de commande est sous-actionné en raison de la dynamique du système). L'assistance verticale, en ligne avec le câble, utilise une cellule de charge et une commande par admittance afin d'assister l'opérateur. Étant donné que le signal de la cellule de charge est influencé par les effets dynamiques de la charge, ceux-ci doivent être compensés dans la commande et pour y arriver, un observateur utilisant un système de capteurs et la fusion de données sont utilisés. Les systèmes mécaniques et les capteurs requis, incluant le nouveau capteur d'angle de câble, ont été premièrement présentés et un modèle dynamique a ensuite été développé. Un contrôleur adaptatif pour les mouvements horizontaux et un algorithme pour changer de mode (coopératif, automatique, arrêt, etc.) sans soubresaut ont été détaillés. Pour l'interaction verticale, aussi appelée mode flottant, la compensation des effets dynamiques, l'estimation de la masse de la charge, l'estimation de la force de l'opérateur et la structure de la commande ont aussi été expliqués. Le système stabilise la charge très rapidement et est très robuste. De plus, le système est très intuitif, ergonomique et sécuritaire.

Le chapitre 4 proposait un second système d'assistance permettant une interaction directe entre l'humain et la charge, cette fois basé sur un mécanisme articulé. Avec ce mécanisme, contrairement au système d'assistance à câble suspendu, il est possible de gérer un décalage du centre de masse de la charge non seulement du mécanisme mais aussi de son point d'attache. Ceci permet d'accomplir des tâches dont il n'était pas possible de s'acquitter auparavant avec un système à manipulation directe de la charge. Le système mécanique et les capteurs requis ont été présentés, un modèle dynamique a été développé et la commande a été brièvement présentée. Le système stabilise la charge très rapidement et est très robuste. De plus, le système est très intuitif, ergonomique et sécuritaire.

Finalement, la troisième partie de la thèse traitait d'éléments de sécurité.

Le chapitre 5 s'intéressait à un observateur/contrôleur de vibration ne demandant que très peu de temps de calcul sans avoir recours à un modèle du système. Cet algorithme remplit deux fonctions dans un contexte d'interaction humain-robot : (1) il la rend plus sécuritaire car si des vibrations importantes sont présentes, ce qui peut être dangereux, le contrôleur s'adaptera afin de les atténuer et (2) étant donné que le contrôleur de vibration n'est activé qu'au besoin, les paramètres de commande peuvent être réduits à des valeurs plus ergonomiques et intuitives pour l'opérateur, sans pour autant compromettre le rendu, la sécurité et la stabilité du système. L'algorithme pourrait aussi être appliqué à d'autres applications que la commande par admittance. L'observateur est basé sur une technique de fenêtrage qui détecte les extrémums à l'intérieur d'un signal pour une fenêtre de temps donné. En se basant sur les valeurs des extrémums trouvés et leur temps respectifs, un indice est défini afin d'évaluer le niveau de vibrations. Cet indice est ensuite utilisé dans une loi de commande qui ajuste les gains du contrôleur, ce qui permet de réduire les vibrations à un seuil qui n'est pas perçu par l'opérateur. L'interaction est alors plus intuitive et plus efficace. L'algorithme a été testé avec deux prototypes différents

Le chapitre 6 traitait du développement et de la mise en application pratique d'une peau capacitive détectant la proximité de l'humain. La mécanique, l'électronique et les modes d'interaction (sécurité et coopération) ont été développés. Il a été montré qu'il était possible d'utiliser les peaux capacitives de manière robuste et intuitive. Bien qu'une mise en oeuvre pratique aie été effectuée, ce chapitre demeure exploratoire et le développement pourrait être poussé davantage. Les résultats obtenus sont très intéressants et bien que divers éléments puissent influencer le signal observé, la solution développée mène à des capacités de perception accrues du robot et l'aide à mieux saisir et réagir à son environnement.

Travaux Futurs

La thèse étant séparée en chapitres distincts, des suggestions de travaux futurs sont présentées pour chacun d'eux.

Chapitre 1 - Commande Coopérative

Par rapport à la commande coopérative, certains points pourraient être davantage approfondis. Les algorithmes d'admittance variables pourraient être améliorés afin d'inférer des intentions de l'humain plus complexes, en incluant par exemple l'analyse de l'amplitude de la force d'interaction. Différents capteurs pourraient aussi être utilisés afin d'améliorer la commande comme par exemple un capteur de position à l'effecteur ou un capteur de force/couple afin de tenir compte de la flexibilité de la transmission dans la commande. Les algorithmes développés pourraient aussi être mis en oeuvre sur différents robots, comme le Kuka LWR, et une méthode générale de conception pourrait être développée.

Chapitre 2 - Modélisation et stabilité théorique

La modélisation des systèmes d'assistance pourrait être poussée davantage afin d'obtenir des résultats plus précis. Il serait aussi possible de modéliser différents systèmes haptiques et d'assistance humaine afin de s'assurer de la viabilité des modèles. Finalement, les résultats de ce chapitre pourraient être utilisés afin de concevoir différents systèmes d'assistance de manière plus optimale.

Chapitre 3 - Système d'assistance intelligent à câble suspendu

Différentes améliorations devront être apportées au système d'assistance intelligent à câble suspendu pour en faire un système commercial. Par exemple, différents capteurs ou des capteurs plus robustes pourraient être utilisés, une méthode pour prévenir que le câble ne perde sa tension pourrait être développée, une poignée sensible pourrait être ajoutée à l'effecteur pour remplacer les boutons poussoirs, un arrêt d'urgence pourrait être ajouté à l'effecteur, une interface pourrait être ajoutée à l'effecteur pour que l'opérateur puisse régler différents paramètres comme la vitesse ou des limites virtuelles, un mode d'apprentissage (*teach mode*) pourrait être programmé, une méthode pour éviter que le câble ne se torde pourrait être développée et des circuits électroniques plus robustes pourraient être conçus. De plus, il serait intéressant de tester les algorithmes avec

des objets beaucoup plus lourds et avec un système d'actionnement horizontal différent et d'ajuster les algorithmes au besoin. La commande pourrait aussi être améliorée en tenant compte de l'amortissement et de grandes vitesses de mouvements verticaux du câble. Finalement, le mode flottant devrait être amélioré lorsque l'objet est en contact avec une surface rigide.

Chapitre 4 - Système d'assistance utilisant un mécanisme articulé

Le système d'assistance utilisant un mécanisme articulé pourrait premièrement être développé de manière plus imposante afin d'être appliqué à une application industrielle. Un mode flottant similaire au système d'assistance utilisant un câble suspendu pourrait être développé. Des amortisseurs rotatifs pourraient être utilisés et tenus pour compte dans la commande. Finalement, le système pouvant aussi être utilisé comme mécanisme de sécurité, celui-ci pourrait être davantage testé pour cette fonction.

Chapitre 5 - Observateur et contrôleur de vibrations

L'observateur et contrôleur de vibrations pourrait être adapté pour différents robots et différentes applications tel que la commande par impédance, en force, en position, etc. Différentes règles de conception pourraient aussi être développées. Finalement, des analyses théoriques plus poussées sur l'algorithme de contrôle devraient être faites.

Chapitre 6 - Peau capacitive détectant la proximité humaine

Pour ce qui est de la peau capacitive, l'aspect le plus important serait de trouver des applications industrielles pouvant profiter de cette technologie et de pousser le développement de la peau dans cette direction. Le circuit électronique pourrait aussi être amélioré afin de pouvoir traiter un grand nombre de morceaux de peau, ce qui est relativement facile tel qu'expliqué dans le chapitre en question. Finalement, la fabrication de la peau pourrait aussi être améliorée et une méthode de production à grande échelle

pourrait être développée.

Général

Bien que cette thèse apporte plusieurs solutions ou pistes de solutions à divers problèmes, nous sommes bien loin du rêve robotique établi dans la science-fiction. Dans un contexte d'interaction physique humain-robot, le manque de capacité de perception, d'adaptation et de décision limitent l'aide pouvant être apportée à l'opérateur humain. En effet, en comparant tous les canaux de communication et de compréhension utilisés lorsqu'on déplace un objet avec une autre personne ou bien lorsque l'on observe un animal réagir à son environnement, les robots actuels ont relativement l'air très bêtes. À court ou moyen terme, l'ajout de capacités de perception semble l'avenue la plus prometteuse et est un sujet d'actualité important. Les capacités d'adaptation et de décision pourraient aussi être développées, par exemple via l'intelligence artificielle. Cependant, même si on imagine que ceux-ci atteignent un niveau intellectuel aussi complexe que l'humain, et que ce dernier fait encore de nombreuses erreurs, on peut se demander si on acceptera que ces erreurs soient faites par un robot. Je crois que nous sommes encore loin d'une solution robotisée telle qu'imaginée dans la science-fiction mais les développements sont très encourageants et stimulants. Plusieurs défis sont encore présents, tel que d'augmenter les capacités sensorielles, de compréhension et d'autonomie des systèmes robotisés. Ceci fera intervenir des aspects mécaniques, l'invention de nouveaux capteurs, des algorithmes de fusion de données et de commande avancés. Le tout devra demeurer simple, robuste, sécuritaire, intuitif, ergonomique et abordable. Beaucoup de défis restent donc à combler et les roboticiens n'ont pas fini de s'amuser !

"Hasta la vista, Babe"

- Terminator

Bibliographie

- Adams, R. et B. Hannaford. 1999, «Stable haptic interaction with virtual environments», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 15, n° 3, p. 465 – 74.
- Adelstein, B. et M. Rosen. 1992, «Design and implementation of a force reflecting manipulandum for manual control research», dans *ASME Winter Annual Meeting*, Anaheim, California.
- Aghili, F. 2009, «Impedance control of manipulators with heavy payload for spacecraft rendezvous and docking simulators», *ASME Conference Proceedings*, vol. 2009, n° 49040, p. 861–870.
- Armstrong-Helouvry, B., P. Dupont et C. C. D. Wit. 1994, «A survey of models, analysis tools and compensation methods for the control of machines with friction», *Automatica*, vol. 30, n° 7, p. 1083–1138.
- Arnold, E., O. Sawodny, J. Neupert, K. Schneider, S. Technol, F. Center et G. Ilmenau. 2005, «Anti-sway system for boom cranes based on a model predictive control approach», dans *IEEE International Conference Mechatronics and Automation*, vol. 3.
- Artigas, J., J. Vilanova, C. Preusche et G. Hirzinger. 2006, «Time domain passivity control-based telepresence with time delay», dans *International Conference on Intelligent Robots and Systems*, Beijing, China, p. 4205 – 4210.

- Belanger, P., P. Dobrovolny, A. Helmy et X. Zhang. 1998, «Estimation of angular velocity and acceleration from shaft-encoder measurements», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 17, n° 11, p. 1225–1233.
- Bicchi, A., M. A. Peshkin et J. E. Colgate. 2008, «Safety for physical human–robot interaction», dans *Springer Handbook of Robotics*, édité par B. Siciliano et O. Khatib, Springer Berlin Heidelberg, p. 1335–1348.
- Cao, L. et H. Schwartz. 2000, «Stick-slip friction compensation for pid position control», dans *Proceedings of the American Control Conference*, vol. 2, Chicago, Etats-Unis, p. 1078 –1082 vol.2.
- Carignan, C. et K. Cleary. 2000, «Closed-loop force control for haptic simulation of virtual environments», *Haptics-e*, vol. 1, n° 2, p. 1 – 14.
- Chien, H.-A.-C., M.-C. 2004, «Adaptive impedance control of robot manipulators based on function approximation technique», *Robotica*, vol. 22, n° 4, p. 395–403.
- Cho, H. C. et J. H. Park. 2004, «Stable bilateral teleoperation under a time delay using a robust impedance control», *Mechatronics*, vol. 15, n° 5, p. 611 – 625.
- Cho, H. C. et J. H. Park. 2006, «Impedance control with variable damping for bilateral teleoperation under time delay», *JSME International Journal, Series C : Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing*, vol. 48, n° 4, p. 695 – 703.
- Chung, W., L.-C. Fu et S.-H. Hsu. 2008, «Motion control», dans *Springer Handbook of Robotics*, édité par B. Siciliano et O. Khatib, Springer Berlin Heidelberg.
- Colgate, E., P. Decker, S. Klostermeyer, A. Makhlin, D. Meer, J. Santos-munne, M. Peshkin et M. Robie. 2008, «Methods and apparatus for manipulation of heavy payloads with intelligent assist devices», US Patent 7,185,774.
- Colgate, E. et N. Hogan. 1989, «An analysis of contact instability in terms of passive physical equivalents», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 1, p. 404 –409.
- Colgate, J., M. Peshkin et S. H. Klostermeyer. 2003, «Intelligent assist devices in industrial applications : A review», dans *Proceedings of the 2003 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, Las Vegas, Nevada.

- Colgate, J. E. et J. M. Brown. 1994, «Factors affecting the z-width of a haptic display», dans *International Conference on Robotics and Automation*, vol. 4, San Diego, CA, États-Unis, p. 3205 – 3210.
- Colgate, J. E., M. Peshkin et S. H. Klostermeyer. 2003, «Intelligent assist devices in industrial applications : a review», dans *Proceedings of the International Conference on Intelligent Robots and Systems*, p. 2516–2521.
- Collado, J., R. Lozano et I. Fantoni. 2000, «Control of convey-crane based on passivity», dans *Proceedings of the American Control Conference*, vol. 2, p. 1260–1264.
- Conte, G., D. Scaradozzi et M. Rosettani. 2011, «E-field sensors and sensor-based control strategies for m/m safe cooperation», dans *Preprints of the 18th International Federation of Automatic Control World Congress*, Milano, Italy, p. 8070 – 8075.
- De Santis, A., B. Siciliano, A. De Luca et A. Bicchi. 2008, «An atlas of physical human-robot interaction», *Mechanism and Machine Theory*, vol. 43, n° 3, p. 253 – 270.
- Devos, R. 2008, «Hoist controls with compensation for dynamic effects », Brevet américain 7,810,791.
- Dietsch, J. 2010, «People meeting robots in the workplace [industrial activities]», *IEEE Robotics Automation Magazine*, vol. 17, n° 2, p. 15 –16.
- Diolaiti, N., G. Niemeyer, F. Barbagli et J. Salisbury. 2005, «A criterion for the passivity of haptic devices», dans *International Conference on Robotics and Automation*, vol. 2005, Barcelona, Spain, p. 2452 – 2457.
- Duchaine, V. et C. Gosselin. 2008, «Investigation of human-robot interaction stability using lyapunov theory», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 2189 –2194.
- Duchaine, V. et C. Gosselin. 2009, «Safe, stable and intuitive control for physical human-robot interaction», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 3383–3388.
- Duchaine, V. et C. M. Gosselin. 2007, «General model of human-robot cooperation using a novel velocity based variable impedance control», dans *Proceedings of the World Haptics*, p. 446–451.

- Erden, M. et T. Tomiyama. 2010, «Human-intent detection and physically interactive control of a robot without force sensors», *IEEE Transactions on Robotics*, vol. 26, n° 2, p. 370–382.
- Fang, Y., W. Dixon, D. Dawson et E. Zergeroglu. 2001, «Nonlinear coupling control laws for a 3-DOF overhead crane system», dans *IEEE Conference on Decision and Control*, vol. 4, p. 3766–3771.
- Fardad, M. et B. Bamieh. 2004, «A frequency domain analysis and synthesis of the passivity of sampled-data systems», dans *Conference on Decision and Control*, vol. 3, Nassau, Bahamas, p. 2358 – 2363.
- Fiene, J., K. Kuchenbecker et G. Niemeyer. 2006, «Event-based haptic tapping with grip force compensation», dans *14th Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, p. 117–123.
- Fliess, M., J. Levine et P. Rouchon. 1991, «A simplified approach of crane control via a generalized state-space model», dans *Proceedings of the 30th IEEE Conference on Decision and Control*, vol. 1, p. 736–741.
- Ghosh, K., T. K. Bose, R. Courteau et P. Gibello. 1995, «System for detecting human presence in hazardous situations», US Patent 5,436,613.
- Ghosh, K. et J.-J. Paques. 1991, «Détection du personnel par dispositifs électroniques sensibles - plans de connaissances», Institut de recherche en santé et en sécurité du travail au Québec.
- Gorbel. «Site internet gorbel.», <http://www.gorbel.com>. Visité mars 2011.
- Gosselin, C., T. Laliberté, B. Mayer-St-Onge, S. Foucault, A. Lecours, D. Gao et R. Menassa. «On the development of a safe and intuitive human assistive robot for handling large payloads.», *Submitted to the IEEE Robotics and Automation Magazine*.
- Grunwald, G., G. Schreiber, A. Albu-Schaffer et G. Hirzinger. 2001, «Touch : The direct type of human interaction with a redundant service robot», dans *Proceedings of the IEEE International Workshop on Robot and Human Interactive Communication*, p. 347–352.
- Hannaford, B. et J.-H. Ryu. 2001, «Time domain passivity control of haptic interfaces», dans *International Conference on Robotics and Automation*, vol. 2, Seoul, p. 1863 – 1869.

- Hannaford, B. et J.-H. Ryu. 2002, «Time-domain passivity control of haptic interfaces», *Transactions on Robotics and Automation*, vol. 18, n° 1, p. 1 – 10.
- Hayward, V. et K. Maclean. 2007, «Do it yourself haptics : part i», *IEEE Robotics Automation Magazine*, vol. 14, n° 4, p. 88 –104.
- Hirche, S. et M. Buss. 2003, «Passive position controlled telepresence systems with time delay», dans *American Control Conference*, vol. 1, Denver, États-Unis, p. 168 – 173.
- Hollerbach, J., W. Khalil et M. Gautier. 2008, «Model identification», dans *Springer Handbook of Robotics*, édité par B. Siciliano et O. Khatib, Springer Berlin Heidelberg.
- Ikeura, R. et H. Inooka. 1995, «Variable impedance control of a robot for cooperation with a human», dans *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 3, p. 3097–3102.
- Ikeura, R., H. Monden et H. Inooka. 1994, «Cooperative motion control of a robot and a human», dans *Proceedings of the 3rd IEEE International Workshop on Robot and Human Communication*, p. 112–117.
- Ikeura, R., T. Moriguchi et K. Mizutani. 2002, «Optimal variable impedance control for a robot and its application to lifting an object with a human», dans *Proceedings of the IEEE International Workshop on Robot and Human Interactive Communication*, p. 500–505.
- Ikeura, R., A. Morita et K. Mizutani. 1997, «Variable damping characteristics in carrying an object by two humans», dans *Proceedings of the 6th IEEE International Workshop on Robot and Human Communication*, p. 130–134.
- IREQ. «Microb : Modules intégrés pour le contrôle de robots. en ligne.», <http://www.robotique.ireq.ca>. Visité mai 2009.
- Jarrah, M., W. Wasseem, M. Othman et M. Gdeisat. 1997, «Human body model response to mechanical impulse», *Medical Engineering and Physics*, vol. 19, n° 4, p. 308 – 316.
- Jeong, H.-Y., T. Gosho, M. Higashimori et M. Kaneko. 2009, «Frequency response dependence to vibration sensitivity by pressing», dans *IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics*, p. 1206 –1211.
- Jones, L. A. 2008, «Tactile displays : Guidance for their design and application», *Human Factors : The Journal of the Human Factors and Ergonomics Society*, vol. 50, p. 90–111(22).

- Jung, H. T., Seul. 1999, «Stability and convergence analysis of robust adaptive force tracking impedance control of robot manipulators», dans *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, vol. 2, p. 635–640.
- Kahlman. «Site internet kahlman.», <http://www.kahlman.se>. Visité mars 2011.
- Kahlman, S. 1991, «Arrangement for controlling the direction of movement of a load hoist trolley », Brevet américain 5,350,075.
- Kahlman, S. et J. Olsson. 1994, «Arrangement for a vertical and horizontal goods hoist», Brevet américain 5,850,928.
- Kazerooni., H. 1999, «Human power amplifier for vertical maneuvers», US Patent 5,865,426.
- Kazerooni, H. 2008, «Exoskeletons for human performance augmentation», dans *Springer Handbook of Robotics*, édité par B. Siciliano et O. Khatib, Springer Berlin Heidelberg, p. 773–793.
- Kelly, R., V. Santibáñez Davila et J. A. Loría Perez. 2005, *Control of Robot Manipulators in Joint Space*, Springer.
- Khalil, W., Author, E. Dombre, Author, M. Nagurka et Reviewer. 2003, «Modeling, identification and control of robots», *Applied Mechanics Reviews*, vol. 56, n° 3, p. B37–B38.
- Kim, Y., K. Hong et S. Sul. 2004, «Anti-sway control of container cranes : Inclinator, observer, and state feedback», *International Journal of Control, Automation, and Systems*, vol. 2, n° 4, p. 435–449.
- Kimiaghalam, B., A. Ahmadzadeh, A. Homaifar et B. Sayarodsari. 2003, «A purely model predictive control for a marginally stable system», dans *Proceedings of the American Control Conference*, vol. 5.
- Knight. «Site internet knight.», <http://www.knight-ind.com>. Visité mars 2011.
- Kobayashi, S., A. Muis et K. Ohnishi. 2005, «Sensorless cooperation between human and mobile manipulator», dans *IEEE International Conference on Industrial Technology*, p. 811–816.
- Kostic, D., B. de Jager et M. Steinbuch. 2005, «Modeling and identification for robot motion control», dans *Handbook of robotics and automation*.

- Kostic, D., B. de Jager, M. Steinbuch et R. Hensen. 2004a, «Modeling and identification for high-performance robot control : an rrr-robotic arm case study», *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 12, n° 6, p. 904 – 919.
- Kostic, D., M. Steinbuch et B. de Jager. 2004b, «Modeling and identification for robot motion control», *Robotics and Automation Handbook*.
- Kosuge, K., H. Kakuya et Y. Hirata. 2001, «Control algorithm of dual arms mobile robot for cooperative works with human», dans *IEEE International Conference on Systems, Man, and Cybernetics*, vol. 5.
- Kosuge, K. et N. Kazamura. 1997, «Control of a robot handling an object in cooperation with a human», dans *Proceedings of the 6th IEEE International Workshop RO-MAN.*, p. 142 –147.
- Kosuge, K., M. Sato et N. Kazamura. 2000, «Mobile robot helper», dans *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 1.
- Krstic, M., P. V. Kokotovic et I. Kanellakopoulos. 1995, *Nonlinear and Adaptive Control Design*, 1^{re} éd., John Wiley & Sons, Inc., New York, NY, USA.
- Kuchenbecker, K., J. Fiene et G. Niemeyer. 2005, «Event-based haptics and acceleration matching : portraying and assessing the realism of contact», dans *Proceedings of the First Joint Eurohaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, Orlando,Étas-Unis, p. 381–387.
- Kuchenbecker, K. et G. Niemeyer. 2006, «Improving telerobotic touch via high-frequency acceleration matching», dans *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Orlando,Étas-Unis, p. 3893 –3898.
- Laliberté, T., C. Gosselin et D. Gao. 2010, «Closed-loop actuation routings for cartesian scara-type manipulators», dans *Proceedings of the International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference (ASME-IDETC)*.
- Lammertse, P. 2004, «Admittance control and impedance control - a dual», www.haptist.com/resources/Lammertse_2004_admittance_impedance_control_dual.pdf. Visité mars 2011.
- Lammertse, P., E. Frederiksen et B. Ruiters. 2002, «The hapticmaster, a new high-performance haptic interface», dans *Proceedings of Eurohaptics 2002*, Edinburgh, UK.

- Laundry, B. B., L.-T. Liu, G. Montemayor, D. O. Popa, M. K. Taylor et J. T. Wen. 2002, «Crane control system », Brevet américain 6,796,447.
- Linde, R. v. d. 2003, «Hapticmaster - a generic force controlled robot for human interaction», *Industrial Robot : An International Journal*, vol. 30, p. 515–524.
- Ljung, L. et T. Soderstrom. 1983, *Theory and Practice of Recursive Identification (Signal Processing, Optimization, and Control)*, The MIT Press.
- L.Lewis, F., D. M.Dawson et C. T.Abdallah. 2004, *Robot Manipulator Control Theory and Practice, Second Edition, Revised and Expanded*, CRC Press.
- Lundstrom, R. 1984, «Local vibrations—mechanical impedance of the human hand's glabrous skin», *Journal of Biomechanics*, vol. 17, n° 2, p. 137–144.
- MacLean, K. E. 2008, «Foundations of transparency in tactile information design», *IEEE Transactions on Haptics*, vol. 1, p. 84–95.
- Mannsfeld, S. C. B., B. C.-K. Tee, R. M. Stoltenberg, C. V. H.-H. Chen, S. Barman, B. V. O. Muir, A. N. Sokolov, C. Reese et Z. Bao. 2010, «Highly sensitive flexible pressure sensors with microstructured rubber dielectric layers.», *Nature Materials*, vol. 9, n° 10, p. 859–864. URL <http://www.nature.com/doi/10.1038/nmat2834>.
- McJunkin, S., J. E. Speich et M. K. O'Malley. 2005, «Transparency extension in haptic interfaces via adaptive dynamics cancellation», dans *ASME/DSC International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, vol. 74, Orlando, États-Unis, p. 1581 – 1587.
- Mobasser, F. et K. Hashtrudi-Zaad. 2006, «Adaptive bilateral control using operator elbow impedance», dans *Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, Ottawa, Ont., Canada, p. 1271 – 1274.
- Moreno, J. et R. Kelly. 2003, «Velocity control of robot manipulators : Analysis and experiments», *International Journal of Control*, vol. 76, n° 14, p. 1420–1427.
- Moustafa, K. A. F. 2001, «Reference trajectory tracking of overhead cranes», *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, vol. 123, n° 1, p. 139–141.
- Narasimhan, S. et C. Jordache. 2000, *Data Reconciliation & Gross Error Detection-An Intelligent Use of Process Data*, Elsevier.
- Peshkin, M. 1999, «Non-contacting sensors », Brevet américain 6,668,668.

- Peshkin, M., J. Colgate, W. Wannasuphoprasit, C. Moore, R. Gillespie et P. Akella. 2001, «Cobot architecture», *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 17, n° 4, p. 377–390.
- Piazzzi, A. et A. Visioli. 2002, «Optimal dynamic-inversion-based control of an overhead crane», *IEEE Proceedings on Control Theory and Applications*, vol. 149, n° 5, p. 405–411.
- Pottier, B., L. Rasolofondraibe et D. Nuzillard. 2006, «Capacitive protection system for robot dedicated to the safety of humans», dans *IECON 2006 - 32nd Annual Conference on IEEE Industrial Electronics*, p. 3187 –3192.
- Pratt, G. et M. M. Williamson. 1995, «Series Elastic Actuators», dans *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, vol. 1, p. 399–406.
- Rahman, M., R. Ikeura et K. Mitmtani. 2002, «Impedance characteristics of human arm for cooperative robot», dans *International Conference on Control, Automation and Systems*, p. 1455–1460.
- Rahman, M., R. Ikeura et K. Mizutani. 1999, «Investigating the impedance characteristic of human arm for development of robots to co-operate with human operators», dans *Proceedings of the IEEE International Conference on Systems, Man, and Cybernetics*, vol. 2, p. 676 –681.
- Reed, K., M. Peshkin, J. Colgate et J. Patton. 2004, «Initial studies in human-robot-human interaction : Fitts' law for two people», dans *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 3, p. 2333–2338.
- Ryu, D., J.-B. Song, S. Kang et M. Kim. 2008, «Frequency domain stability observer and active damping control for stable haptic interaction», *Control Theory Applications, IET*, vol. 2, n° 4, p. 261 –268.
- Ryu, J.-H., D.-S. Kwon et B. Hannaford. 2004, «Stability guaranteed control : Time domain passivity approach», *Transactions on Control Systems Technology*, vol. 12, n° 6, p. 860 – 868.
- Ryu, J.-H. et C. Preusche. 2007, «Stable bilateral control of teleoperators under time-varying communication delay : time domain passivity approach», dans *International Conference on Robotics and Automation*, Roma, Italy, p. 3508 – 3513.

- Sato, M. et K. Kosuge. 2000, «Handling of object by mobile manipulator in cooperation with human using object trajectory following method», dans *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, vol. 1.
- Schmitz, A., P. Maiolino, M. Maggiali, L. Natale, G. Cannata et G. Metta. 2011, «Methods and technologies for the implementation of large-scale robot tactile sensors», *IEEE Transactions on Robotics*, vol. 27, n° 3, p. 389–400.
- Singh, T. et W. Singhose. 2002, «Tutorial on input shaping/time delay control of maneuvering flexible structures», dans *Proceedings of the American Control Conference*, vol. 3, p. 1717–1731.
- Slotine, J.-J. et W. Li. 1990, *Applied Nonlinear Control*, Prentice Hall.
- Slotine, J.-J. E. et W. Li. 1987, «On the Adaptive Control of Robot Manipulators», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 6, n° 3, p. 49–59.
- Sorensen, K. L., W. Singhose et S. Dickerson. 2007, «A controller enabling precise positioning and sway reduction in bridge and gantry cranes», *Control Engineering Practice*, vol. 15, n° 7, p. 825–837.
- Stanley. «Site internet stanley assembly.», <http://www.stanleyassembly.com>. Visité mars 2011.
- Stepan, G., A. Toth, L. L. Kovacs, G. Bolmsjo, G. Nikoleris, D. Surdilovic, A. Conrad, A. Gasteratos, N. Kyriakoulis, D. Chrysostomou, R. Kouskouridas, J. Canou, T. Smith, W. Harwin, R. Loureiro, R. Lopez et M. Moreno. 2009, «ACROBOTER : a ceiling based crawling, hoisting and swinging service robot platform», *Beyond Gray Droids : Domestic Robot Design for the 21st Century Workshop at HCI 2009*.
- Suda, R. et K. Kosuge. 2002, «Handling of object by mobile robot helper in cooperation with a human using visual information and force information», dans *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and System*, vol. 2.
- Surdilovic, D. 2007, «Robust control design of impedance control for industrial robots», dans *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, p. 3572–3579.
- Takubo, T., H. Arai, Y. Hayashibara et K. Tanie. 2002a, «Human-robot cooperative manipulation using a virtual nonholonomic constraint», *International Journal of Robotics Research*, vol. 21, n° 5, p. 541–553.

- Takubo, T., H. Arai et K. Tanie. 2002b, «Control of mobile manipulator using a virtual impedance wall», dans *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 4.
- Takubo, T., H. Arai et K. Tanie. 2001, «Human-robot cooperative handling using virtual nonholonomic constraint in 3-D space», dans *IEEE international Conference on Robotics and Automation*, vol. 3, p. 2680–2685.
- Taylor, M. K. 2001, «Pendant-responsive crane control », Brevet américain 6,575,317.
- Tee, K. P., R. Yan et H. Li. 2010, «Adaptive admittance control of a robot manipulator under task space constraint», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 5181 –5186.
- Tsumugiwa, T., R. Yokogawa et K. Hara. 2001, «Variable impedance control with regard to working process for man-machine cooperation-work system», dans *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, vol. 3, Maui, États-Unis, p. 1564–1569.
- Tsumugiwa, T., R. Yokogawa et K. Hara. 2002, «Variable impedance control based on estimation of human arm stiffness for human-robot cooperative calligraphic task», dans *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 1, Washington, États-Unis, p. 644–650.
- Tsumugiwa, T., R. Yokogawa et K. Yoshida. 2004, «Stability analysis for impedance control of robot for human-robot cooperative task system», dans *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, vol. 4, p. 3883–3888.
- Ulmen, J. et M. R. Cutkosky. 2010, «A robust, low-cost and low-noise artificial skin for human-friendly robots», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, p. 4836–4841.
- Wannasuphoprasit, W., J. Colgate, D. Meer et M. Peshkin. 2001, «Method and apparatus for a high-performance hoist», US Patent 6,241,462.
- Wen, J., D. Popa, G. Montemayor et P. Liu. 2001, «Human assisted impedance control of overhead cranes», dans *Proceedings of the IEEE International Conference on Control Applications*, p. 383 –387.

- Wiitala, J. M. et M. M. Stanišić. 2000, «Design of an overconstrained and dextrous spherical wrist», *Journal of Mechanical Design*, vol. 122, n° 3, p. 347–353.
- Canudas de Wit, C., P. Noël, A. Aubin et B. Brogliato. 1991, «Adaptive Friction Compensation in Robot Manipulators : Low Velocities», *The International Journal of Robotics Research*, vol. 10, n° 3, p. 189–199.
- Wojtara, T., M. Uchihara, H. Murayama, S. Shimoda, S. Sakai, H. Fujimoto et H. Kimura. 2009, «Human-robot collaboration in precise positioning of a three-dimensional object», *Automatica*, vol. 45, n° 2, p. 333–342.
- Yokoyama, K., H. Handa, T. Isozumi, Y. Fukase, K. Kaneko, F. Kanehiro, Y. Kawai, F. Tomita et H. Hirukawa. 2003, «Cooperative works by a human and a humanoid robot», dans *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 3, p. 2985–2991.
- Yoshikawa, T. 1990, *Foundations of robotics : analysis and control*, MIT Press, Cambridge, MA, USA.
- Zeng, H. A., G. 1997, «An overview of robot force control», *Robotica*, vol. 15, n° 5, p. 473–482.
- Zhu, J., D. Lowe, P. McLean, S. Huang, N. T. Nguyen, R. Nicholson et K. Weng. 2009, «Model predictive control of gantry crane with input nonlinearity compensation», dans *Proceedings of world academy of science, engineering and technology*, vol. 38, p. 312–316.

