



**HAL**  
open science

# Mise en place d'une stratégie de co-manipulation humain-robot transparente pour l'assistance au geste échographique : Définition d'une stratégie de génération de trajectoire transparente et évaluation de l'influence des paramètres sur le mouvement

Irmella Moutsinga

## ► To cite this version:

Irmella Moutsinga. Mise en place d'une stratégie de co-manipulation humain-robot transparente pour l'assistance au geste échographique : Définition d'une stratégie de génération de trajectoire transparente et évaluation de l'influence des paramètres sur le mouvement. Electronique. Université Clermont Auvergne, 2022. Français. NNT : 2022UCFAC009 . tel-03858962

**HAL Id: tel-03858962**

**<https://theses.hal.science/tel-03858962>**

Submitted on 18 Nov 2022

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



École doctorale n° 70 : Sciences pour l'ingénieur

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par l'

**Université Clermont Auvergne**

**Spécialité doctorale "Électronique et Systèmes"**

*présentée et soutenue publiquement par*

**Irmella Moutsinga**

le 25 Mars 2022

**Mise en place d'une stratégie de co-manipulation  
humain-robot transparente pour l'assistance au  
geste échographique**

**Définition d'une stratégie de génération de trajectoire transparente et  
évaluation de l'influence des paramètres sur le mouvement**

**Jury**

M. Gérard Poisson,	Professeur des universités, Laboratoire PRISME	Président
M. Gérard Poisson,	Professeur des universités, Laboratoire PRISME	Rapporteur
M. Richard Bearee,	Professeur des universités, ENSAM Lille	Rapporteur
M. Pierre Renaud,	Professeur des universités, INSA Strasbourg	Examineur
M. Donatien Nganga-Kouya,	Maître de conférences STI au CAMES, ENSET Gabon	Examineur
Mme. Hélène Chanal,	Maître de conférences HDR, Institut Pascal	Directrice
M. Flavien Paccot,	Professeur agrégé, Institut Pascal	Co-encadrant
M. Nicolas Bouton,	Maître de conférences, Institut Pascal	Co-encadrant



# Table des matières

<b>Résumé</b>	<b>1</b>
<b>Abstract</b>	<b>3</b>
<b>Remerciements</b>	<b>5</b>
<b>Introduction Générale</b>	<b>7</b>
<b>I Intérêt de la robotique dans la pratique de l'échographie</b>	<b>9</b>
1 Principes de l'examen échographique . . . . .	9
2 Contraintes et difficultés liées à l'examen . . . . .	11
3 La robotique : solution d'assistance à la pratique de l'échographie . . . . .	12
3.1 Exigences des systèmes d'assistance à l'échographie . . . . .	13
3.2 Robots d'assistance à l'échographie . . . . .	15
3.2.1 Les robots autonomes . . . . .	15
3.2.2 Les robots co-manipulés . . . . .	17
4 Conclusion . . . . .	22
<b>II Co-manipulation humain-robot</b>	<b>25</b>
1 Interactions physiques humain-robot . . . . .	25
1.1 Catégories de co-manipulation . . . . .	26
1.2 Les applications de la co-manipulation . . . . .	27
1.2.1 Guidage manuel ou programmation par démonstration . . . . .	27
1.2.2 Historique et avantages . . . . .	28
1.2.3 Guidage manuel des robots médicaux . . . . .	29
1.2.4 Inconvénient de l'apprentissage par démonstration . . . . .	30
1.3 Évaluation d'une co-manipulation performante . . . . .	31
1.3.1 Les indicateurs mécaniques . . . . .	32
1.3.2 Les indicateurs cognitifs . . . . .	32
2 Mise en mouvement d'un robot dans le contexte de la co-manipulation . . . . .	33
2.1 Notion de compliance en robotique . . . . .	34

2.1.1	La compliance passive . . . . .	34
2.1.2	La compliance active . . . . .	36
2.2	Commandes compliantes pour l'interaction humain-robot . . . . .	37
2.2.1	La commande par raideur active . . . . .	37
2.2.2	La commande hybride force/position . . . . .	38
2.2.3	La commande en impédance . . . . .	39
2.2.4	La commande en admittance . . . . .	41
2.2.5	La commande hybride impédance-admittance . . . . .	42
2.2.6	Gestion de l'interaction humain-robot, point de vue commande . . . . .	42
2.3	Génération de trajectoire . . . . .	44
2.3.1	Espace de génération de mouvement . . . . .	44
2.3.2	Génération de trajectoire : état de l'art . . . . .	45
2.3.3	Gestion des interactions humain-robot, point de vue génération de trajectoire . . . . .	47
3	Positionnement par rapport à l'état de l'art et problématique . . . . .	51
3.1	Constat . . . . .	51
3.2	Verrous scientifiques . . . . .	51

### III Modélisation et identification des paramètres dynamiques d'un robot

<b>Anthropomorphe</b>		<b>53</b>
1	Présentation du robot . . . . .	54
2	Modélisation géométrique . . . . .	56
2.1	Modèle Géométrique Direct (MGD) . . . . .	56
2.2	Modèle Géométrique Inverse (MGI) . . . . .	58
3	Modélisation dynamique . . . . .	59
3.1	Énergie cinétique et énergie potentielle . . . . .	59
3.2	Frottements secs et visqueux . . . . .	60
4	Identification des paramètres dynamiques . . . . .	61
4.1	Estimation des frottements secs et visqueux . . . . .	62
4.1.1	Mesures expérimentales pour caractériser les frottements . . . . .	63
4.1.2	Identification des frottements . . . . .	65
4.2	Identification quasi-statique . . . . .	68
4.2.1	Mesures expérimentales pour l'identification des paramètres quasi-statiques du <i>TX2 60</i> . . . . .	69
4.2.2	Calcul des paramètres quasi-statiques . . . . .	70
4.3	Identification des paramètres inertiels . . . . .	71
5	Validation expérimentale . . . . .	74

6	Conclusion . . . . .	77
<b>IV Stratégie de génération de trajectoire pour la co-manipulation humain-robot transparente</b>		
		<b>79</b>
1	Dynamique des systèmes matériels et lois générales du mouvement . . . . .	81
1.1	Théorèmes généraux de la dynamique . . . . .	81
1.1.1	Théorème de la résultante dynamique : . . . . .	82
1.1.2	Théorème du moment dynamique : . . . . .	82
2	Génération de trajectoire pour la co-manipulation pour le guidage manuel	82
2.1	Définition du principe . . . . .	83
2.2	Calcul de la trajectoire de co-manipulation . . . . .	83
2.2.1	Le torseur dynamique du système virtuel . . . . .	84
2.2.2	Torseur des actions extérieures . . . . .	85
2.2.3	Génération de mouvement . . . . .	85
2.3	Estimation des efforts appliqués par l'opérateur . . . . .	86
2.4	Synthèse . . . . .	88
3	Simulation de la stratégie de génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel . . . . .	89
3.1	Élaboration du simulateur . . . . .	89
3.2	Simulations de mouvement . . . . .	91
3.2.1	Translation plane . . . . .	91
3.2.2	Translation plane avec changement de direction . . . . .	94
3.2.3	Mouvement hélicoïdal . . . . .	96
3.2.4	Rotation autour d'un point fixe . . . . .	99
3.2.5	Conclusion . . . . .	102
4	Influence des paramètres sur le mouvement . . . . .	102
4.1	Analyse de l'influence de la masse virtuelle . . . . .	104
4.2	Analyse de l'influence du frottement sec . . . . .	105
4.3	Analyse de l'influence du frottement visqueux . . . . .	105
5	Conclusion . . . . .	106
<b>V Étude expérimentale de la stratégie de génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel</b>		
		<b>109</b>
1	Environnement matériel et logiciel . . . . .	110
1.1	Capteur d'effort . . . . .	110
1.2	Application de <i>HandGuidance</i> . . . . .	111
1.2.1	Description . . . . .	111
1.2.2	Implémentation de la méthode du solide virtuel et de la méthode en impédance . . . . .	111

2	Analyse expérimentale de la génération de mouvement par la méthode du solide virtuel . . . . .	113
2.1	Étude comparative de la méthode du solide virtuel et de la méthode classique sur un mouvement en translation . . . . .	113
2.1.1	Paramétrage des deux méthodes . . . . .	113
2.1.2	Analyse des efforts de manipulation . . . . .	114
2.1.3	Observation des oscillations des trajectoires . . . . .	115
2.1.4	Analyse de la transparence . . . . .	116
2.2	Influence du robot sur la génération de la trajectoire . . . . .	117
2.2.1	Étude de l'influence du robot sur la trajectoire générée . . . . .	118
2.2.2	Influence de la génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel sur la dynamique du robot . . . . .	119
3	Perspectives sur la mise en place d'un simulateur pour la prise en compte de l'influence du robot . . . . .	121
	<b>Conclusion Générale</b>	<b>123</b>
	<b>Perspectives</b>	<b>125</b>
	<b>A Annexe état de l'art</b>	<b>127</b>
1	Les applications de la co-manipulation . . . . .	127
1.1	Mise à l'échelle des efforts . . . . .	127
1.1.1	Augmentation des efforts appliqués . . . . .	127
1.1.2	Augmentation des efforts ressentis . . . . .	129
1.2	Compensation du poids de la charge . . . . .	129
1.3	Filtrage des tremblements . . . . .	130
1.4	Guide et butées virtuels . . . . .	131
2	Commandes en robotique . . . . .	132
2.1	Commande classique . . . . .	133
2.2	Commande par découplage non linéaire . . . . .	133
	<b>B Modélisation TX2 60</b>	<b>135</b>
1	Modélisation géométrique directe par la méthode de Denavit-Hartenberg	135
2	Modélisation géométrique inverse par la méthode de Paul . . . . .	136
3	Modélisation dynamique par la méthode de Lagrange . . . . .	140
3.1	Calcul de l'énergie cinétique . . . . .	140
3.1.1	Application au TX2 60 . . . . .	141
3.2	Calcul de l'énergie potentielle . . . . .	144
3.2.1	Application au TX2 60 . . . . .	144

---

<b>C</b>	<b>Identification des paramètres dynamiques</b>	<b>145</b>
1	État de l'art sur les frottements . . . . .	145
2	Identification quasi-statique . . . . .	148





# Table des figures

I.1	Quelques applications de l'examen échographique . . . . .	10
I.2	Examen échographique sur patient obèse et force de contact moyenne par IMC [Dhy+17] . . . . .	11
I.3	Positions des cliniciens pendant l'examen échographique [Mur17] . . . . .	12
I.4	Durées de balayages pour différents types d'examens échographiques [Mon+12] . . . . .	12
I.5	Affluences de TMS en fonction de la durée de pratique[Mur17] . . . . .	12
I.6	Exemple d'un système de co-manipulation [Lin+20] . . . . .	13
I.7	Premier prototype du robot Hippocrate PA-10 . . . . .	16
I.8	Le système robotique d'imagerie à ultrasons 3D. Le système d'échographie (a), le robot <i>F3 CRS</i> (b) et l'ordinateur de programmation (c). . . . .	16
I.9	Robots du laboratoire Prisme . . . . .	18
I.10	Robot télé-échographique <i>TER1</i> (à gauche) et <i>TER(2)</i> à droite . . . . .	19
I.11	Robot Parallélogramme [Sal+99] . . . . .	20
I.12	Architecture globale du système proposé par Boctor [Boc+04] . . . . .	21
I.13	Cobot <i>UR5</i> pour l'échographie [Mat16] . . . . .	21
I.14	Système par guidage manuel <i>UR</i> [Fan+17] . . . . .	21
II.1	a) La co-manipulation parallèle, b) la co-manipulation orthétique et c) la co-manipulation sérielle [Lam12] . . . . .	27
II.2	Robots collaboratifs intégrant la fonction du guidage manuel . . . . .	28
II.3	Guidage manuel pour une opération de soudage [ALL99] . . . . .	29
II.4	Prélèvement de lambeaux cutanés, test sur un cochon [Dom+03b] [Dom+03a] . . . . .	30
II.5	Guide virtuel : placement d'un objet dans un placard [Bah18] . . . . .	31
II.6	Co-manipulation humain-robot sur une tâche de dessin [GÖS17] . . . . .	31
II.7	Système Remote Center of Compliance . . . . .	34
II.8	Préhenseur flexible Festo [Fes14] . . . . .	34
II.9	Prototype d'actionneur flexible proposé par [PS12] et son principe de fonctionnement . . . . .	35

II.10 Robot <i>Baxter</i> de ReThinkRobotics . . . . .	35
II.11 Robot Orion [Bau18] . . . . .	37
II.12 Exemple de schéma de commande en raideur active dans l'espace articulaire, où $K_v$ et $K_q$ sont respectivement les gains en vitesse en position réglés ; $X_d$ et $q_d$ les positions cartésienne et articulaire désirées [KDN03] . . . . .	38
II.13 Organisation générale d'un schéma de commande hybride force position, où $f_e^d$ est l'effort de contact désiré [KDN03] . . . . .	39
II.14 Exemple de schéma de commande en impédance dans l'espace cartésien [San19] . . . . .	40
II.15 Schéma de commande en admittance cartésienne [San19] . . . . .	41
II.16 Variation d'impédance par électromyographie (EMG) [GDA17] . . . . .	43
II.17 Coopération humain-robot sur une tâche de sciage [PTA16] . . . . .	43
II.18 Génération de trajectoire dans l'espace articulaire [Bah18] . . . . .	45
II.19 Génération de trajectoire dans l'espace cartésien [Bah18] . . . . .	45
II.20 Trajectoires de position, vitesse et accélération obtenues avec une spline cubique [Bah18] . . . . .	46
II.21 Trajectoires de position, vitesse, accélération et jerk obtenus avec une spline quintique [Bah18] . . . . .	48
II.22 Schéma de commande proposé par Kushida [Kus+01] . . . . .	49
II.23 Structure de commande et générateur de trajectoire pour la co-manipulation proposée par Sarra [Sar13] . . . . .	50
II.24 Stratégie de commande de co-manipulation proposée par Bahloul [Bah18] . . . . .	50
III.1 Robot Stäubli TX2 60 . . . . .	54
III.2 Placement de repères et notations pour le robot Stäubli TX2 60 . . . . .	55
III.3 Position initiale pour les essais de caractérisation des frottements . . . . .	63
III.4 Trajectoires de position, de vitesse, d'accélération et de couple sur un mouvement ne sollicitant que l'articulation 3 du robot . . . . .	64
III.5 Caractérisation des frottements secs et visqueux . . . . .	66
III.6 Représentation des couples qui s'exercent sur le robot pendant le mouvement quasi-statique . . . . .	69
III.7 Trajectoires de position, de vitesse et d'accélération pour l'identification quasi-statique . . . . .	70
III.8 Trajectoires de position, de vitesse et d'accélération pour l'identification dynamique . . . . .	72
III.9 Identification des paramètres inertiels . . . . .	74
III.10 Trajectoires de position, de vitesse et d'accélération pour la validation du modèle dynamique . . . . .	75

III.11 Validation des paramètres dynamiques du <i>TX2 60</i> . . . . .	76
IV.1 La trajectoire du robot pendant la co-manipulation doit correspondre à celle d'un solide virtuel mis en mouvement sous l'action des efforts de l'opérateur. (a) Co-manipulation parallèle et guidage manuel du robot. (b) Paramètre du solide virtuel assimilé au système robotique co-manipulé.	84
IV.2 Système expérimental représentant une sonde échographique fictive fixée à un capteur d'effort 6 axes, le tout monté sur l'organe terminal du <i>TX260</i>	87
IV.3 Calcul des efforts opérateur . . . . .	87
IV.4 Calcul de la trajectoire de co-manipulation par guidage manuel en utilisant la notion du solide virtuel . . . . .	89
IV.5 Modèle de simulation pour la co-manipulation du <i>TX2 60</i> . . . . .	90
IV.6 Solide virtuel considéré . . . . .	91
IV.7 Trajectoires d'effort, d'accélération, de vitesse et de position du point d'interaction $O_m$ dans $R_0$ pour un déplacement plan unidirectionnel . . .	92
IV.8 Colinéarité entre les efforts et les déplacements . . . . .	93
IV.9 Translation du solide virtuel . . . . .	93
IV.10 Courbe de l'impédance pendant le mouvement . . . . .	93
IV.11 Trajectoire d'effort, d'accélération, de vitesse et de position du point d'interaction $O_m$ pour un mouvement plan avec changement de direction . .	94
IV.12 Changement de direction . . . . .	95
IV.13 Colinéarité entre les efforts et les déplacements pour un mouvement plan avec changement de direction . . . . .	95
IV.14 Courbe de l'impédance pendant le mouvement (à gauche) et sur la trajectoire de $O_m$ (à droite) . . . . .	96
IV.15 Trajectoires d'effort, d'accélération, de vitesse et de position du point d'interaction $O_m$ , lorsqu'un effort hélicoïdale est appliqué sur l'outil . . .	97
IV.16 Mouvement circulaire du solide virtuel . . . . .	97
IV.17 Colinéarité entre les efforts et les déplacements pour un mouvement hélicoïdal . . . . .	98
IV.18 Rigidité en $O_m$ pour un mouvement hélicoïdal . . . . .	98
IV.19 Rotation autour de $O_m$ pour $r = 0.04m$ . . . . .	99
IV.20 Rotation autour de $O_m$ pour $r = 0.4m$ . . . . .	100
IV.21 Rotation autour de $O_m$ pour $r = 0.8m$ . . . . .	101
IV.22 Paramètres influençant le générateur de trajectoire . . . . .	103
IV.23 Effort appliqué pour l'analyse de l'influence des paramètres . . . . .	103
IV.24 Analyse de l'influence de la masse virtuelle . . . . .	104
IV.25 Analyse de l'influence du frottement sec . . . . .	105

IV.26	Analyse de l'influence du frottement visqueux . . . . .	106
V.1	Capteur d'effort utilisé pour les essais expérimentaux, Schunk FTN GAMMA 65-5 . . . . .	110
V.2	Schéma fonctionnel de l'application <i>Handguidance</i> . . . . .	112
V.3	Forces appliquées expérimentalement suivant les trois directions cartésiennes pour chaque méthode(gauche) et les trajectoires expérimentales correspondantes suivant les trois directions cartésiennes (droite). L'indice "R" pour la méthode en impédance et l'indice "SV" pour la méthode du solide virtuel . . . . .	114
V.4	Travaux de force de manipulation par la méthode en impédance ( $W_R$ ) et par la méthode du solide virtuel ( $W_{SV}$ ) . . . . .	115
V.5	Trajectoires de vitesse et d'accélération du point $O_m$ pour la méthode du solide virtuel . . . . .	116
V.6	Trajectoires de vitesse et d'accélération du point $O_m$ pour la méthode en impédance . . . . .	116
V.7	Pour les deux stratégies de génération de trajectoire, analyse de la cohérence entre les mouvements du robot et les intentions de l'opérateur (à gauche), mesure de l'impédance au point d'interaction (à droite) . . . . .	117
V.8	Trajectoires du point co-manipulé $O_m$ expérimentale et théoriques avec la méthode du solide virtuel . . . . .	118
V.9	Trajectoires du point co-manipulé $O_m$ expérimentale et théoriques avec la commande en impédance . . . . .	119
V.10	Trajectoires expérimentales du point co-manipulé $O_m$ suivant la méthode du solide virtuel (à gauche) et suivant la méthode en impédance (à droite) pour la comparaison des couples articulaires . . . . .	120
V.11	Couples articulaires en co-manipulation par la méthode du solide virtuel et par la méthode en impédance . . . . .	120
V.12	Réglage du comportement de la génération de trajectoire en fonction du comportement dynamique du robot . . . . .	121
A.1	Robot <i>Hardiman</i> de General Electric [Cro69] . . . . .	128
A.2	Robot amplificateur d'effort humain [Kaz88] . . . . .	128
A.3	Robot laparoscopique <i>MC2E</i> (Co-manipulation sérielle) [Zem+15] . . . . .	129
A.4	Système de compensation de poids de la charge ATB AirBalancer de Konecranes . . . . .	130
A.5	Projet Steady-Hand [CHK06] . . . . .	130
A.6	Robot <i>Micron</i> de l'université de Carnegie Mellon . . . . .	131
A.7	Co-manipulateur parallèle <i>Acrobot Sculptor</i> . . . . .	132

---

A.8 Robot orthopédique <i>Mako</i> . . . . .	132
A.9 Système de co-manipulation <i>Surgitcobot</i> . . . . .	132
A.10 Schéma de commande en couple linéaire dans l'espace articulaire . . . . .	133
A.11 Commande en couple calculé dans l'espace articulaire . . . . .	134
B.1 Formalisme de Denavit-Hartenberg . . . . .	136
B.2 Nombre de solutions possibles du MGI du TX2 60 . . . . .	140
C.1 Modèle de frottement de Coulomb . . . . .	145
C.2 Modèle de frottement d'adhérence + Coulomb + visqueux . . . . .	146
C.3 Modèle de Karnopp . . . . .	147
C.4 Modèle de Stribeck . . . . .	147
C.5 Modèle de Coulomb+frottement visqueux . . . . .	148



# Liste des tableaux

I.1	Bilan robots autonomes dans l'assistance à l'examen échographique . . . .	17
I.2	Bilan robots co-manipulés actuels dans l'assistance à l'examen . . . . .	22
III.1	Tableau de caractérisation géométrique du TX2 60 . . . . .	55
III.2	Plages de vitesse et d'accélération articulaires du TX2 60 . . . . .	56
III.3	Trajectoires excitatrices pour l'identification des frottements . . . . .	63
III.4	Valeurs de caractérisation de frottement sur l'axe 3 . . . . .	65
III.5	Vitesse maximale par axe en co-manipulation . . . . .	67
III.6	Valeurs des frottements par axe . . . . .	68
III.7	Trajectoire excitatrice en degré . . . . .	69
III.8	Paramètres statiques identifiés . . . . .	71
III.9	Fréquence de coupure utilisée pour le filtrage . . . . .	72
III.10	Paramètres dynamiques identifiés . . . . .	73
III.11	Précision de la validation . . . . .	77
IV.1	Limites de l'espace de travail . . . . .	90
IV.2	Valeurs réglées pour l'étude de l'influence des paramètres sur la trajectoire	104





# Résumé

Le travail de cette thèse se positionne dans la thématique de la robotique de la co-manipulation pour l'assistance au geste. Nous avons travaillé sur le cas particulier de l'examen échographique, afin de réduire la prévalence des Troubles Musculo-Squelettiques (TMS) auxquels peuvent faire face les médecins échographistes. La stratégie repose sur une co-manipulation clinicien-robot de la sonde échographique pour sa mise en place sur le patient ; le maintien de la sonde sur le patient est alors assuré par le robot. Lors du guidage, le robot doit suivre les mouvements imposés par l'opérateur sans aucun ressenti des efforts dynamiques liés à sa mise en mouvement : on parle de manipulation transparente. Sachant que les approches actuelles d'implémentation du guidage manuel sont principalement basées sur le contrôle de l'impédance du robot et ne permettent pas de créer une co-manipulation humain-robot transparente, l'enjeu scientifique de nos travaux est de proposer une technique de commande permettant une co-manipulation humain-robot transparente et intuitive pour l'humain. Ainsi, nous avons proposé une nouvelle méthode de génération de trajectoires temps réel dépendant des efforts appliqués par l'opérateur et reposant sur les lois générales de la dynamique d'un solide, introduisant ainsi la notion de "solide virtuel". En nous appuyant sur le principe fondamental de la dynamique, le robot doit suivre la trajectoire d'un solide dans l'espace lorsqu'il est soumis à des actions extérieures. Ainsi, la génération de trajectoire se fait à partir de la mise en mouvement du solide virtuel, dont les caractéristiques sont une masse virtuelle, une inertie virtuelle et des frottements virtuels. La méthode est implémentée sur le robot Staübli TX2 60, puis étudiée en simulation et en expérimentation en la comparant à la méthode de co-manipulation classique utilisant la commande en impédance. Les résultats obtenus sont assez satisfaisants au profit de la méthode proposée. Nous avons également étudié l'influence des paramètres virtuels sur la trajectoire et la transparence de la co-manipulation, permettant d'obtenir une logique de réglage de la stratégie de commande.

**Mots-clés** : Interaction humain-robot, Génération de trajectoire, Co-manipulation, Transparence



# Abstract

The present work is in the field of co-manipulation robotics for gesture support. We worked on the particular case of ultrasound examination, in order to reduce the prevalence of Musculoskeletal Disorders (MSD) that can be faced by sonographers. The strategy is based on a clinician-robot comanipulation of the ultrasound probe for its positioning on the patient, the robot keeps the probe on the patient. During guidance, the robot must follow the movements imposed by the operator without feeling any dynamic effort linked to its movement : it is referred to as transparent guidance. Knowing that the current approaches to implement manual guidance are mainly based on impedance or admittance control laws, and do not allow to create a transparent human-robot co-manipulation, the scientific challenge of our work is to propose a control technique allowing a transparent and intuitive human-robot co-manipulation for the human. Thus, we proposed a new method for generating real-time trajectories depending on the efforts applied by the operator and based on the fundamental laws of the dynamics of a solid, thus introducing the notion of "virtual solid". Based on these laws, the robot must follow the trajectory of a solid in space when subjected to the operator's actions. Thus, the generation of trajectory is done from the setting in motion of the virtual solid, whose characteristics are a virtual mass, a virtual inertia and virtual frictions. The method is implemented on the Staübli TX2 60 robot, then studied in simulation and experimentation by comparing it to the classical co-manipulation method using impedance control. The results obtained are quite satisfying in favor of the proposed method. We also studied the influence of virtual parameters on the trajectory, and the transparency of the co-manipulation, allowing to obtain a logic of adjustment of the control.

**Keywords** : Physical Human-Robot Interaction, Path Planning, Co-manipulation, Transparency



# Remerciements

Ce manuscrit est le témoin de trois années de thèse réalisées à l'Institut Pascal de Clermont-Ferrand (UMR CNRS/UBP/IFMA 6602), au sein de l'axe M3G. Le plateau expérimental de l'IUT Clermont m'a permis de réaliser toutes les expériences rapportées dans ce manuscrit et mon bureau était dans les locaux de SIGMA Clermont. J'ai donc été amenée à travailler avec différentes personnes. C'est avec plaisir que j'écris cette liste de remerciements en souvenir des bons moments passés et en oubliant sans aucun régré, les moins chaleureux. Je remercie premièrement, la directrice de l'IP, le directeur de l'IUT et la directrice de SIGMA Clermont pour leur accueil et pour les moyens techniques qu'ils ont mis à ma disposition. Aussi, je remercie l'ANBG pour avoir financé ma recherche et le programme CRI de CAP 20-25 pour avoir fourni les finances utiles à l'achat de certains matériels.

Je tiens à remercier les différents membres du jury, au premier rang desquels le président du jury M. Gérard Poisson, qui a également cumulé la charge de rapporteur et qui m'a accompagné durant mon dernier comité de thèse. Ses remarques pertinentes et constrictives ont énormément contribué à l'amélioration de ce manuscrit. Je remercie également M. Richard Bearee, le second rapporteur, pour le regard attentif qu'il a eu sur mon travail. Je remercie les différents examinateurs, j'ai cité M. Pierre Renaud et M. Donatien Nganga-Kouya. Chacune de leur remarque, observation et critique bienveillantes m'ont aidé pour le rendu final de ce travail.

Ma profonde gratitude est sans aucun doute dirigée vers mon équipe encadrante, en particulier ma directrice de thèse Mme Hélène Chanal. En effet ce serait peu dire, d'affirmer qu'il était agréable de travailler avec elle. Durant toutes les phases de ma thèse, pendant la période de la pandémie liée au COVID ou d'autres périodes difficiles, je pouvais compter sur ses grandes compétences scientifiques, ses valeurs humaines et son conseil rassurant. J'ai énormément appris à ses côtés. Je la remercie de m'avoir fait confiance et de m'avoir encouragé jusqu'à la fin. Bien sûr, mes co-encadrants M. Flavien Paccot et M. Nicolas Bouton ont été tout aussi bienveillants à mon endroit. Ils ont su me procurer leurs conseils avisés tout en me laissant l'autonomie nécessaire à la réalisation de mes travaux. Je les remercie chaleureusement pour leurs attentions aussi bien scientifiques, qu'humaines. Ils ont fait de cette thèse l'occasion pour moi de me

former et de m'épanouir.

Je remercie l'ensemble du personnel de l'Institut Pascal, de l'École Doctorale et de Sigma, notamment Jacqueline, Mme Torrisani, Véronique, Alexis, Adrien. Les étudiants de première année à SIGMA, qui ont participé à faire de cette expérience de thèse des montagnes russes. Je remercie les stagiaires de masteur avec qui j'ai travaillé sur ce projet Patrick, Zakarria et particulièrement Maxime.

Cette section est l'occasion de rendre hommage à mes collègues grâce à qui cette thèse a certainement eu des phases très délicieuses. Je pense particulièrement à Damien et à Geoffrey mes partenaires de randonnée et d'activités diverses, grâce à qui je me suis intégrée assez rapidement et qui m'ont fait découvrir les joies du plein air en montagne. Une belle pratique qui s'est pérennisée dans l'équipe malgré le changement de paradigme imposé par la crise sanitaire. Merci à mes collègues avec qui j'ai partagé des bons moments en randonnée, au RU, dans un bar ou chez l'un de nous, je pense donc à JC, Denis, Étienne, Nataliya, Yara, Yiheng, Wanrissa, Hyunjun... comment auraient été ces années sans ces petits moments. Je n'oublie pas mes collègues zadistes aussi excentriques qu'adorables Quentin et Théo. En arrivant dans cette aventure, j'ai trouvé des personnes dans le train, qui y sont descendues bien trop vite, d'autres au fur et à mesure de mon voyage : Héloïse, Nicolas, Jacques, Montassare, Guillaume, Emmanuel, Adrien et JB. Pour Antoine, Emna, Emmanuella, Houssein... qui montent dans leur wagon, alors que moi je descends du mien, bien le meilleur à vous, il y a une gare pour chacun !

Je finis en remerciant les personnes les plus importantes de ma vie, ma famille, Anthony. Je ne mettrai pas de mots sur l'amour que je vous porte.

# Introduction Générale

Le terme robotique regroupe l'ensemble des études et des techniques autour des robots. Elle englobe la fabrication, la conception, la commande, mais aussi leur utilisation pour une tâche déterminée dans une situation précise. En robotique collaborative la dualité humain-robot, qui consiste à combiner la force et la précision du robot à la dextérité et au savoir-faire de l'humain, permet d'assister ce dernier dans la réalisation des tâches difficiles, souvent répétitives et/ou avilissantes. Ainsi l'interaction entre eux se fait de manière à réaliser une tâche commune en réduisant sa pénibilité pour l'humain. Les travaux de cette thèse portent sur la co-manipulation humain-robot pour l'assistance au geste échographique. En effet, des études révèlent que la prévalence des Troubles Musculo-Squelettiques (TMS) chez les cliniciens échographistes est à plus de 89%. Ainsi, dans le cadre de cette thèse, nous nous intéressons à la mise en œuvre d'une méthode d'assistance robotisée visant à assister le clinicien dans la réalisation des examens échographiques, dans les phases de mise en place de la sonde sur le corps du patient. L'ambition est par la suite de mener des travaux sur le maintien en position de la sonde et sur la mise en mouvement en contact avec le patient.

Les stratégies de co-manipulation robotique se diversifient en fonction de la nature des interactions entre l'humain et le robot, des exigences de la tâche à réaliser, des degrés de précision à atteindre et des contraintes de sécurité indispensables. Au cours des dernières années plusieurs travaux visant à améliorer les performances de la co-manipulation, avec l'objectif de la rendre plus souple, ont été réalisés. La plupart repose sur des stratégies d'amélioration de la commande classique en impédance, qui a pour objet d'établir une relation mathématique entre la vitesse linéaire du point d'interaction humain-robot et la force d'interaction appliquée par l'opérateur humain au même point. Ces stratégies proposent des méthodes de réglage des paramètres de la commande, qui selon les valeurs données, engendrent un mouvement plus ou moins souple du robot. Toutefois le critère de transparence du robot, caractéristique d'une coopération réussie, présente une marge d'amélioration importante. L'originalité de nos travaux de thèse repose sur une méthode de génération de trajectoire temps réel du robot basée sur un modèle dynamique représentant le mouvement d'un solide dans l'espace. Cette thèse



porte sur l'amélioration de la transparence de la co-manipulation. Nous nous intéresserons ainsi à la cohérence mécanique entre les efforts appliqués par l'opérateur humain et la trajectoire suivie par le robot dans un référentiel galiléen.

Pour ce faire, nous étudions le déplacement dans l'espace (sans contact) d'une sonde montée au niveau de l'effecteur d'un robot collaboratif. Le but est de développer une méthode de génération de trajectoire temps réel induite par les forces et les moments appliqués par le clinicien sur la sonde échographique, qui soit cohérente avec les lois de la mécanique classique. Lors du guidage, le robot doit permettre à la sonde de suivre les mouvements imposés par l'opérateur, comme si elle était libre de ses mouvements dans l'espace. L'opérateur ne doit donc pas sentir de gênes liés au robot pour réaliser ce qu'il souhaite. Nos travaux sont illustrés par des simulations réalisées à l'aide du logiciel Matlab/Simulink et des expérimentations réalisées sur le robot collaboratif TX2 60 de Stäubli équipé d'un capteur d'effort.

Ainsi, ce document débute par le chapitre I sur l'état de l'art, qui révèle l'intérêt d'une assistance robotique au geste échographique en présentant les causes des troubles musculo-squelettiques ainsi que les systèmes robotiques d'assistance à l'échographie actuels et leurs limites. Puis, au chapitre II nous abordons les notions de co-manipulation robotique et de commandes compliantes, qui introduisent les stratégies actuelles d'implémentation du guidage manuel et la problématique de la thèse.

Ensuite, au chapitre III, nous nous intéressons à la modélisation et à l'identification des paramètres géométriques et dynamiques du robot industriel Stäubli TX2 60 utilisé pour les expérimentations de ces travaux.

Au chapitre IV, nous proposons la nouvelle méthode de génération de trajectoire basée sur l'étude du mouvement d'un solide virtuel dans l'espace. L'application du principe fondamental de la dynamique permet de calculer et de planifier la trajectoire en fonction des efforts et des moments appliqués par l'opérateur. La méthode de génération de mouvement par solide virtuel et l'influence des paramètres utilisés pour générer la trajectoire sont étudiées en simulation .

Pour finir, le chapitre V fait l'étude expérimentale de la méthode de génération de trajectoire proposée que nous comparons à la méthode classique en impédance.

# Chapitre I

## Intérêt de la robotique dans la pratique de l'échographie

### Sommaire

---

<b>1</b>	<b>Principes de l'examen échographique</b>	<b>9</b>
<b>2</b>	<b>Contraintes et difficultés liées à l'examen</b>	<b>11</b>
<b>3</b>	<b>La robotique : solution d'assistance à la pratique de l'échographie</b>	<b>12</b>
3.1	Exigences des systèmes d'assistance à l'échographie	13
3.2	Robots d'assistance à l'échographie	15
<b>4</b>	<b>Conclusion</b>	<b>22</b>

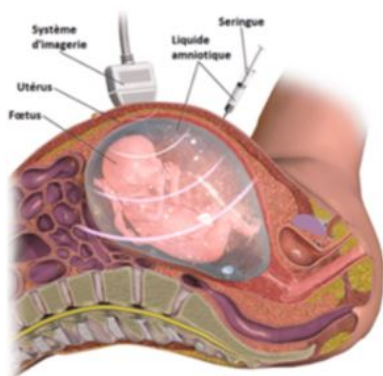
---

*L'échographie est un examen médical qui consiste à explorer à l'aide d'une sonde ultrasonore divers organes du corps dans le but d'effectuer des diagnostics de santé. Dans ce chapitre, nous présentons les principes et les difficultés liés à la pratique de cet examen afin de montrer la pertinence d'une assistance robotique au geste échographique.*

## 1 Principes de l'examen échographique

L'examen échographique est largement répandue (figure I.1). Il vise à rechercher des anomalies (tumeurs, infections, malformations) qui pourraient atteindre les organes analysés [Ado+09]. C'est un moyen de diagnostic indispensable en gynécologie obstétrique. En médecine d'urgence, son emploi est essentiel pour évaluer et localiser des éventuelles hémorragies et autres lésions sur les organes internes après un accident [Bob+19]. Il est utilisé en médecine générale dans le cadre de l'échographie abdominale, également en ophtalmologie, en cardiologie et en neurologie [PPA14]. Il sert aussi à guider des procédures interventionnelles telles que des biopsies, des amniocentèses ou des transfusions

intra-utérines. Cet examen est souvent non invasif. Toutefois il peut être nécessaire, selon la nature et la visée de l'examen, de pénétrer dans les conduits naturels, tels que le rectum, le vagin, ou encore l'appareil digestif ou respiratoire via la trachée ou l'œsophage du patient. Dans ces travaux de thèse, nous nous intéressons uniquement à l'échographie obstétrique abdominale non invasive.



(a) Amniocentèse



(b) Échographie obstétrique



(c) Neurosonographie

FIGURE I.1 – Quelques applications de l'examen échographique

La réalisation de l'examen fait intervenir les connaissances anatomiques du clinicien échographiste, qui scrute l'organe en cherchant la zone d'intérêt à examiner et obtient les résultats en temps réel. Le diagnostic dépend alors de la capacité de celui-ci à trouver le plan d'incidence à donner à la sonde pour quelle renvoie l'image renfermant l'information médicale recherchée [Gue05]. Il est parfois nécessaire d'effectuer plusieurs coupes pour réunir toutes les informations indispensables à un diagnostic correct [Cha+17]. L'échographie est alors qualifiée d'examen expert dépendant. Pour la qualité du diagnostic, il est nécessaire que l'opérateur effectue son geste sans-gêne physique.

Toutefois, dans la pratique, la réalisation de l'échographie est contraignante. Ainsi dans la suite de ce chapitre nous présentons dans un premier temps les contraintes et les difficultés liées à la pratique de l'échographie, puis dans un second temps l'état de l'art des solutions robotiques d'assistance à cet examen.

## 2 Contraintes et difficultés liées à l'examen

Durant l'examen, la sonde reste en contact avec la peau du patient. Ses mouvements doivent être suivis et contrôlés par le clinicien. Un geste non contrôlé entraîne un effet « sortie de plan » qui crée l'illusion d'un mouvement par le seul mouvement de la sonde par rapport à l'organe observé. Ce qui peut entraîner des erreurs de diagnostic [Lic02].

Aussi, dans le cadre d'un suivi de grossesse, le maintien statique de la sonde sur la parturiente demande au clinicien d'appliquer des efforts moyens de  $7.5N$  ( $17.3N$  max) sur des patientes à IMC (Indice de Masse Corporelle) normal, et  $9.8N$  ( $22.4N$  max) sur les patientes obèses, (figure I.2) [Dhy+17]. Lorsque l'IMC est supérieur à  $30kg/m^2$ , la qualité d'interprétation de l'échographie est dégradée en raison de l'augmentation de l'épaisseur du revêtement cutané, de l'atténuation et la diffraction des ultrasons par la graisse sous-cutanée et de l'éloignement de la cible. Les efforts de contact déployés augmentent de façon importante.

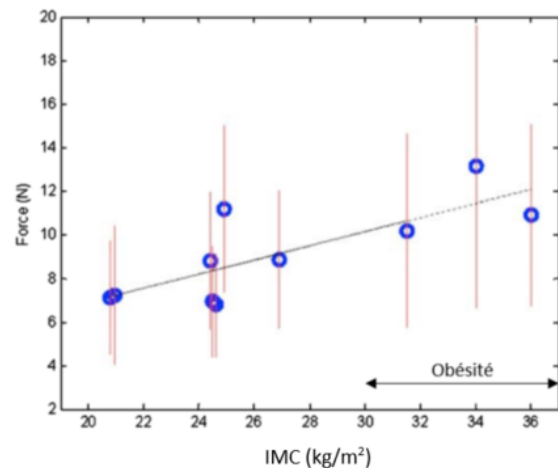


FIGURE I.2 – Examen échographique sur patient obèse et force de contact moyenne par IMC [Dhy+17]

De plus, le maintien de ces efforts s'effectue parfois dans des positions inconfortables, telles que des postures en abduction de l'épaule, d'inclinaison ou de torsion du rachis et des positions de poignet et de l'avant-bras souvent délicates (figure I.3). Quoique indispensables à la réalisation d'un bon examen, ces contraintes liées à la tâche, couplées à une répétabilité assez élevée et à des temps d'exécution relativement longs, 5 à 60 min par examen (figure I.4), occasionnent chez les cliniciens des Troubles Musculo-Squelettiques (TMS).

Une étude menée auprès de 300 échographistes du Royaume-Uni a révélé que la prévalence des TMS chez les échographistes était de 89% [Ran02]. Une autre étude, faite en 2009 aux États-Unis [Mur17], stipule que 90% des cliniciens effectuant des

échographes se plaignaient de douleurs. La recrudescence de ces douleurs est proportionnelle à la longueur de la carrière du clinicien (figure I.5). Ces Troubles Musculo-Squelettiques sont très souvent à l'origine des arrêts de travail et/ou à des fins de carrière [Mon+12][BCK10][Sun07].

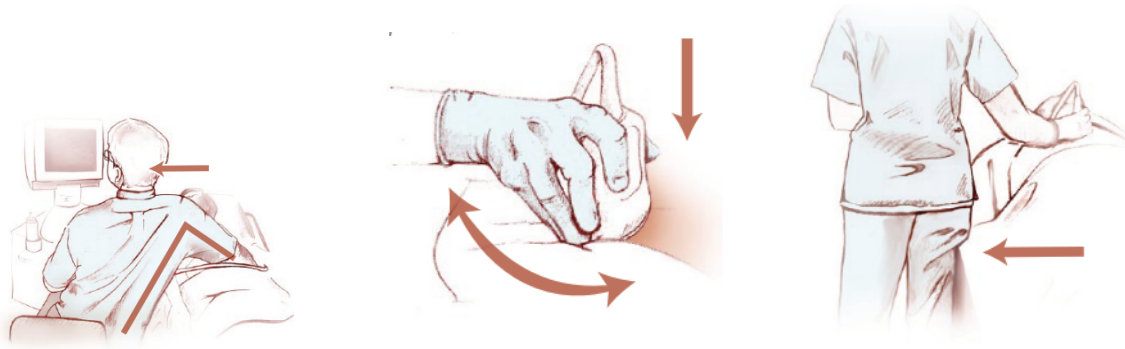


FIGURE I.3 – Positions des cliniciens pendant l'examen échographique [Mur17]

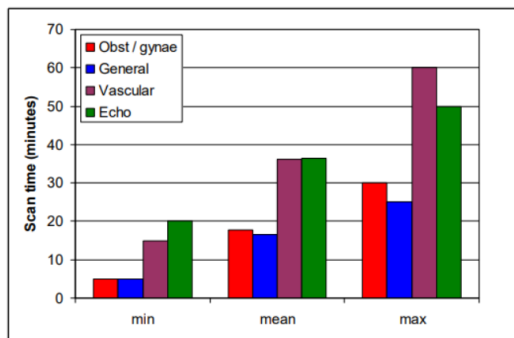


FIGURE I.4 – Durées de balayages pour différents types d'examen échographiques [Mon+12]

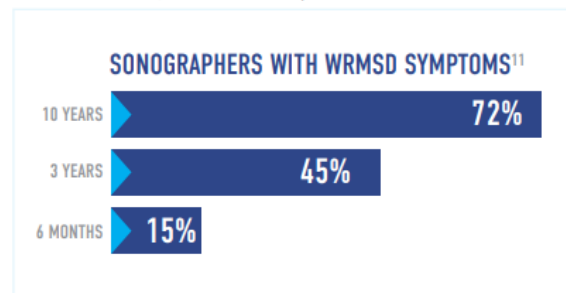


FIGURE I.5 – Affluences de TMS en fonction de la durée de pratique [Mur17]

Ainsi, après échange avec des cliniciens du CHU Einstein, nous avons choisi de travailler sur la mise en place d'un système robotisé permettant une assistance au geste échographique.

### 3 La robotique : solution d'assistance à la pratique de l'échographie

Dans la littérature, différents travaux s'intéressent à l'utilisation de robots comme moyen d'assistance médicale à la pratique de l'examen échographique. Deux approches sont observables.

- Dans la première approche, le robot est *actif* : ce qui signifie que le système réalise de manière automatique une partie de la stratégie auscultatoire. Le clinicien intervient dans ce cas en tant qu'acteur de la planification préopératoire et superviseur. Ainsi l'examen se déroule en deux phases, une phase d'apprentissage de la trajectoire et une phase de suivi. Cette approche a montré sa pertinence dans la réalisation d'examen routinier, ne nécessitant pas une adaptation permanente de la sonde à la morphologie du patient [Pie+99].
- Dans la seconde approche le robot est *semi-actif* ou *co-manipulé* : le clinicien et le robot collaborent à la réalisation de l'examen. Cette collaboration consiste à coupler le savoir faire du clinicien aux capacités du robot. Le clinicien positionne la sonde sur le patient, vis à vis de l'organe à analyser, puis en co-manipulation (très souvent couplé à une télé-opération) il réalise les différents plans de coupes nécessaires à l'auscultation. Les mouvements du robot sont soit initiés par le clinicien en téléopération, soit générés de façon autonome par le robot si le clinicien doit réaliser une tâche en parallèle. Lindenroth [Lin+20], par exemple, a travaillé sur l'optimisation et la conception d'un effecteur dédié monté sur un bras robotisé. L'illustration est faite à la figure I.6.

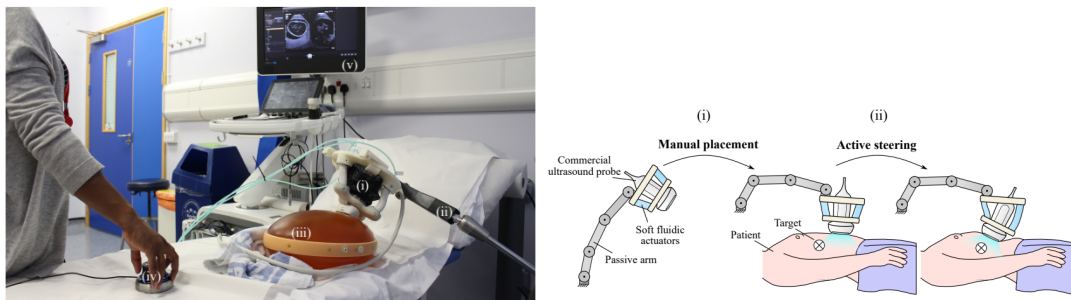


FIGURE I.6 – Exemple d'un système de co-manipulation [Lin+20]

Il faut noter que la complexité de l'environnement médical fait que le robot doit pouvoir répondre aux contraintes liées aux salles d'opérations, à l'amélioration du travail du clinicien, à la sécurité et au bien-être du patient [Tro20]. Autant de paramètres qui rentrent en compte dans la conception et la validation des systèmes de robotique médicale.

De ce fait, avant d'examiner les systèmes d'assistance à l'examen échographie proposés par la littérature, nous présentons les exigences auxquelles ils doivent répondre.

### 3.1 Exigences des systèmes d'assistance à l'échographie

La réalisation du système robotique d'assistance à l'échographie doit satisfaire certains critères pour couvrir les exigences et les performances nécessaires à la réalisation

de l'examen médical :

**a) La sécurité** La sécurité des personnes est l'exigence la plus importante lors d'une interaction physique avec un robot, les mouvements et les efforts déployés par le robot doivent répondre aux normes d'interaction avec l'humain. Afin de réglementer les interactions de contact humain-robot, la norme ISO-10218 : 2011 définit la vitesse maximale de l'organe terminal à  $250\text{mm/s}$  [Nor11]. Selon la norme ISO-10218 : 2011, les paramètres de puissance, de force et d'ergonomie doivent être déterminés par l'évaluation des risques.

**b) L'assistance** Tout naturellement, le système doit aider le clinicien durant l'examen en facilitant la pratique de l'échographie. Le robot tient la sonde échographique que le clinicien pourra déplacer sans se soucier du maintien en position et en effort de la sonde sur le patient. Le robot assure ce maintien tout en compensant les mouvements physiologiques du patient. Le clinicien doit pouvoir être libre de tout mouvement et doit avoir la possibilité d'effectuer tous les ajustements nécessaires pour un examen de qualité. En plus de répondre à la sécurité et au bien-être des patients et des cliniciens, le robot doit répondre aux contraintes liées aux salles d'opération (minimiser l'encombrement par exemple).

**c) La transparence** La transparence qualifie la capacité d'un robot à suivre les mouvements imposés par l'opérateur sans aucune gêne ou force de résistance ressentie de sa part [Bah18]. Durant l'examen, les intentions du clinicien doivent être transformées avec souplesse, en mouvements conformes à ce qu'il désire réaliser, sans perception de perturbations dues aux forces de résistances (frottements, l'inertie...) du robot. De plus la présence du robot ne doit pas modifier les mouvements ou le geste habituel nécessaire à la tâche. Le critère de transparence est étroitement liée à la **conservation du geste**, encore appelé **stérilité** du geste [Tro20] dans le contexte de l'examen médical.

**d) La co-manipulabilité** L'examen échographique est qualifié d'expert dépendant. Il nécessite d'être réalisé par un clinicien expérimenté en acquisition et en interprétation d'image afin d'obtenir un diagnostic approprié. De ce fait, le clinicien doit participer à l'examen. Le système robotique doit donc être collaboratif et permettre une co-manipulation de la sonde par guidage manuel direct.

**e) La flexibilité** L'échographie est un examen pratiqué de façon systématique lors de certains contrôles. La stratégie d'assistance doit être facilement adaptable pour la large gamme d'examens échographiques non invasifs.

Ainsi ces critères sont utilisés pour définir la stratégie d'assistance robotique au geste échographique la plus appropriée. Pour commencer, dans la section ci-dessous, nous présentons les robots d'assistance à l'échographie présents dans la littérature.

## 3.2 Robots d'assistance à l'échographie

Au cours de la dernière décennie plusieurs systèmes robotiques ont été élaborés afin d'assister le clinicien dans la pratique de l'échographie. Dans la littérature, nous trouvons des approches basées sur la conception de robots dédiés afin de conférer au système la cinématique nécessaire à l'examen tout en optimisant sa mobilité [BPV05] [Gou+99]. L'autre approche s'intéresse à la commande de robots industriels. Contournant de ce fait le coût lié à la conception de nouveaux robots et profitant de l'environnement matériel et logiciel offert par les robots industriels [Mat16] [Pie+99]. Le travail sur la commande consiste à programmer le robot industriel collaboratif, de sorte qu'il soit capable d'accompagner le clinicien dans l'exécution du geste médical. Dans un cas comme dans l'autre, l'examen échographique est réalisé soit de façon **autonome** soit de façon **semi-autonome** ou **co-manipulée**.

Dans cette section, au travers de l'état de l'art, nous mettons en évidence les limites des systèmes robotiques actuels vis à vis des exigences de l'examen échographique.

### 3.2.1 Les robots autonomes

Un robot est dit autonome lorsqu'il effectue des comportements ou des tâches avec un degré élevé d'autonomie. Quelques robots autonomes à l'examen échographique sont présentés à la suite.

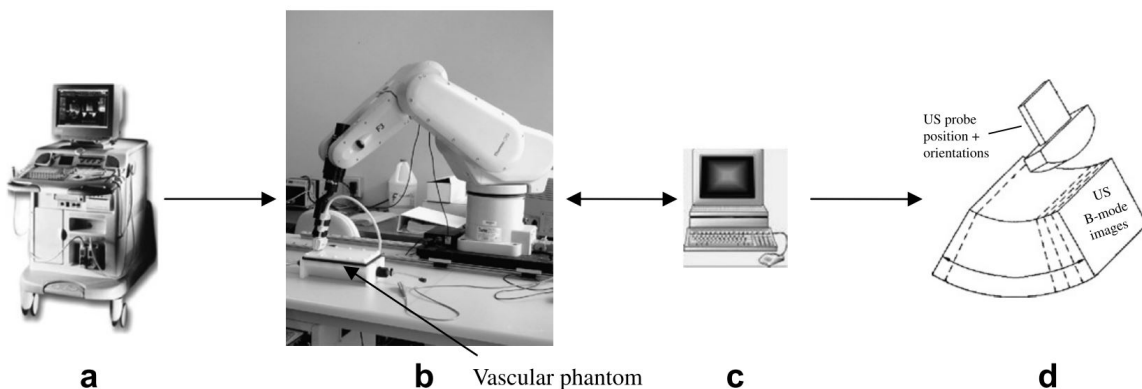
**a) Le Robot Hippocrate** Il est le système robotique autonome d'aide à l'échographie le plus ancien [Pie+99]. Le premier prototype est basé sur le robot PA-10 à 7 ddl (figure I.7). Il a été développé pour les examens d'échographie pour la prévention des maladies cardiovasculaires. L'objectif est de faire balayer la sonde par le robot en mode autonome sur la peau du patient, afin de reconstruire un volume 3D de l'artère carotide ou fémorale. Ainsi, Il fonctionne sous deux modes : le mode apprentissage, dans lequel le clinicien guide la sonde en indiquant le point initial et le point final de la trajectoire à suivre le long de l'artère ; le mode mesure ou mode automatique, dans lequel le robot, synchronisé sur le rythme des battements cardiaques, assure des petits déplacements de la sonde sur la peau du patient (de l'ordre du dixième de mm) avec un effort contrôlé et constant variant de  $1N$  à  $5N$ . La sécurité du patient en mode autonome est assurée par un contact trois positions (homme-mort).





FIGURE I.7 – Premier prototype du robot Hippocrate PA-10

b) **Robot d'imagerie de Janvier [Jan+08]** Afin de contrôler et de normaliser le processus d'acquisition d'image échographique en 3D, Janvier a élaboré un système d'échographie guidé par le robot industriel, le *F3 CRS* (figure I.8).

FIGURE I.8 – Le système robotique d'imagerie à ultrasons 3D. Le système d'échographie (a), le robot *F3 CRS* (b) et l'ordinateur de programmation (c).

Le système comporte trois composants principaux : le système d'échographie, le robot *F3 CRS* et l'ordinateur de programmation. Une phase d'apprentissage de la trajectoire et une autre de reproduction de la trajectoire apprise permet de réaliser l'échographie en 2D. Le système de suivi fournit des informations de positionnement pour localiser chaque image 2D dans l'espace. Sur la base des informations de positionnement des images 2D, grâce aux équations cinématiques, les images 3D peuvent ensuite être reconstruites.

Les systèmes autonomes pour la réalisation de l'échographie ont montré leur aptitude à effectuer certains examens routiniers qui ne nécessitent pas une adaptation permanente du mouvement de la sonde et de son positionnement. Toutefois, le manque de prise en

compte des imprévues lors de l'apprentissage du mouvement en est le principal inconvénient. De plus, l'expérience du clinicien demeure indispensable dans la réalisation d'un examen fiable et l'obtention d'images de qualités. Le tableau I.1 résume les avantages et les inconvénients de ce type de robots. Grâce à la co-manipulation humain-robot, il est possible de contourner ces inconvénients.

Robots autonomes	
Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> <li>— Reproduction précise de la trajectoire apprise pour l'examen</li> <li>— Assistance à l'examen</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>— Pas de co-manipulation</li> <li>— Limité aux examens routiniers sur patients types (Absence de flexibilité)</li> </ul>

Tableau I.1 – Bilan robots autonomes dans l'assistance à l'examen échographique

### 3.2.2 Les robots co-manipulés

La co-manipulation consiste à réaliser une tâche, de façon conjointe par deux robots ou par un robot et un être humain. En assistance à l'échographie, comme nous le verrons ci-dessous, la plupart des systèmes co-manipulés le sont par télé-opération. En télé-échographie, l'expert médical, dans son centre hospitalier ou assis sur un poste éloigné du patient, commande le mouvement du robot par une interface d'entrée haptique ou pseudo-haptique. Il reçoit dans le même temps sur son écran de contrôle les images ultrasonores, envoyées via des liens de communication.

**a) Les robots du laboratoire Prisme** Plusieurs robots de télé-échographie ont été conçus et développés dans le but de lutter contre la désertification médicale. Les robots télé-échographiques du laboratoire Prisme ont été conçus en s'appuyant sur le principe du poignet à rotation sphérique afin de minimiser les déplacements inutiles. Plusieurs prototypes ont été élaborés.

Le robot *Syrtech*, dédié à l'échographie cardiovasculaire, est le premier robot télé-échographique portable [Gou+99]. Il s'agit d'un robot série à 3ddl, dont les trois axes de rotation sont concourants. La sonde ultrasonore est pilotée à l'intérieur d'un cône d'angle de 45° (angle entre l'axe et une génératrice du cône) en gardant l'extrémité de la sonde en contact, au même point, avec la peau du patient. Le prototype est représenté à la figure I.9a.

En continuité au projet *Syrtech*, le projet *Teresa* a vu le jour [Cou+01]. Il était question de concevoir un nouveau système comprenant trois degrés de liberté, dédiés aux mouvements de rotation de la sonde et un déplacement en translation normale à la peau du patient, pour assurer le contact continu entre la peau et la sonde (figure I.9b). Le robot *Teresa* est doté d'une structure plus légère et ergonomique pour une meilleure manipulation et un porte sonde permettant à un spécialiste d'effectuer l'examen sur un plus grand nombre d'organes.

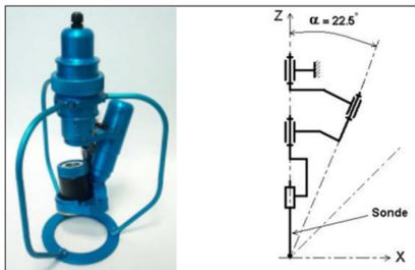
(a) Robot *Syrtech*(b) Robot *Teresa*(c) Robot *Otelo2*(d) Photo du robot *Estele* pendant une échographie [Nou09]

FIGURE I.9 – Robots du laboratoire Prisme

Un peu plus tard, ce laboratoire a lancé le projet *Otelo* (mObile Tele-Echography using an ultra-Light rObot) avec l'objectif d'améliorer les robots *Syrtech* et *Teresa*. Le robot *Otelo1* comporte un module de positionnement composé de deux articulations prismatiques à axes perpendiculaires et un module sphérique à centre de rotation distant composé de trois articulations rotoïdes. Les prototypes sont présentés sur la figure I.9c. *Otelo2* permet de réaliser tout type d'examen échographique et *Otelo1* réalise exclusivement l'échographie cardiaque [BPV05].

Dans le but de déterminer une approche permettant de faire le choix de structures cinématiques de robot selon le besoin médical donné, Nouaille [Nou09] développe un autre prototype nommé *Estele* (figure I.9d). Il détermine une conception optimale de poignet sphérique incluant le choix de structure cinématique et les dimensions des pièces mécaniques.

**b) Robots TER1 et TER2** Les robots *TER* à *6ddl* sont conçus pour réaliser des examens obstétricaux [Vg04] [Vil+03]. Les deux prototypes sont des robots non rigides avec transmission par câble. L'architecture des robots est conçue pour être solidaire du corps du patient, ce qui peut être encombrant, comme le montre la figure I.10.

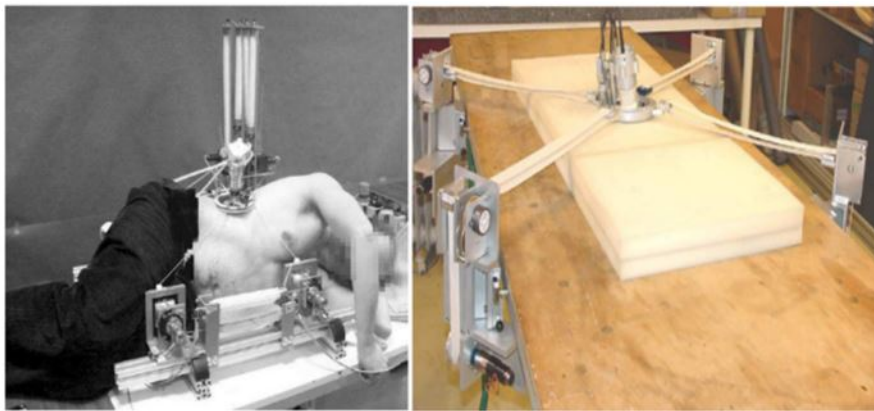


FIGURE I.10 – Robot télé-échographique *TER1* (à gauche) et *TER(2)* à droite

**c) Le robot Parallélogramme** Le robot *Parallélogramme* est conçu pour aider le clinicien à manipuler la sonde échographique en lui évitant d'être dans des positions inconfortables pendant des périodes de temps prolongé tout en exerçant des forces élevées [Sal+99]. Dédié à l'échographie artérielle, il est doté d'une structure sérielle à *3ddl* (PRR), qui assure le déplacement de la sonde sur la peau du patient et l'autre structure équivalente à trois rotations d'axes concourants, qui assure l'orientation de la sonde. Le clinicien déplace la sonde échographique sur le cou du patient, grâce à une sonde fictive qu'il manipule depuis son siège. La collaboration se fait par l'intermédiaire d'un

asservissement visuel, permettant de contrôler le mouvement dans le plan du faisceau ultrasonore. En mode collaboratif, l'asservissement visuel permet de contrôler trois degrés de liberté, la translation et la rotation de la sonde dans le plan du faisceau ultrasonore, tandis que l'opérateur contrôle les autres degrés. Le projet a évolué vers un système collaboratif de télé-échographie.

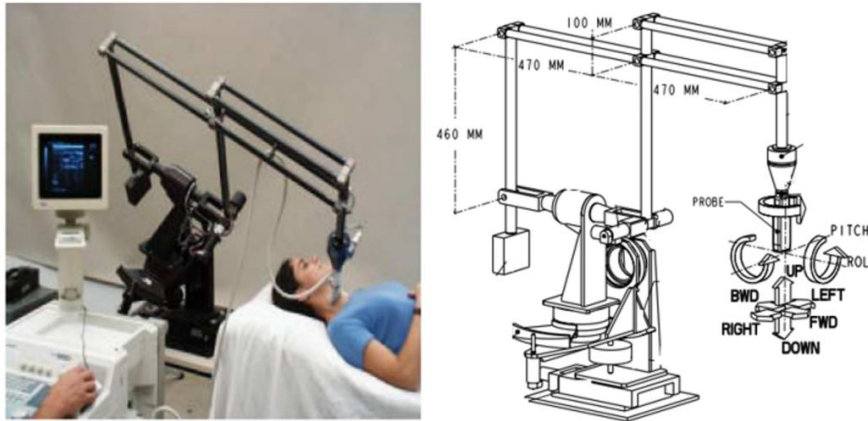


FIGURE I.11 – Robot Parallélogramme [Sal+99]

**d) Robot de Bector** Bector [Boc+04] a conçu dans le cadre d'une biopsie et de l'ablation du cancer du foie, un dispositif constitué de deux robots. Le premier robot manipule, de façon autonome ou télé-opérée, une sonde échographique pour la reconstruction d'images 3D de l'organe. Ces images permettent ensuite de guider pour le second robot à l'insérer de l'aiguille de biopsie. La sonde à ultrasons est montée sur le porte-instrument du robot, comme illustré à la figure I.12. Le support d'instrument est équipé d'un capteur d'effort à six degrés de liberté, permettant un contrôle des forces d'interaction sonde-tissu et un déplacement du robot sous contrôle coopératif.

**e) Les robots UR (Universal Robots)** Les systèmes d'assistance à l'échographie se basant sur l'utilisation de robot collaboratif UR, consistent à élaborer des stratégies de commande permettant au robot de réaliser, en co-manipulation avec le clinicien, l'examen échographique.

Mathiassen [Mat16] a développé deux types de schémas de commande superposables à la commande interne d'un robot UR5 (figure I.13) : une loi de commande en compliance permettant un suivi de trajectoire avec consigne d'effort ; et une loi de commande haptique, permettant un asservissement de type maître esclave. Il a démontré qu'il était possible de créer un système d'aide à l'échographie en utilisant un robot collaboratif peu coûteux et disponible dans le commerce. Dans un environnement médical où les contraintes d'interaction humain-robot sont fortes, l'intégration de dispositifs de sûreté

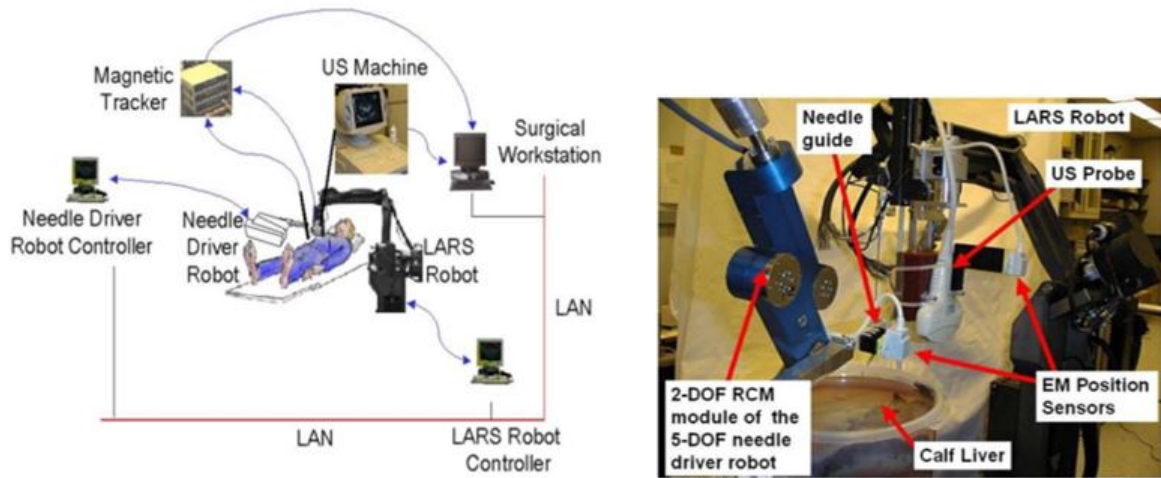


FIGURE I.12 – Architecture globale du système proposé par Boctor [Boc+04]

logiciels et matériels existants est plus aisée à prendre en compte autour de solutions de constructeurs viables.



FIGURE I.13 – Cobot *UR5* pour l'échographie [Mat16]

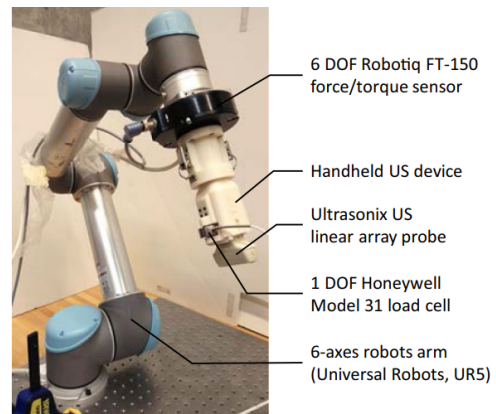


FIGURE I.14 – Système par guidage manuel *UR* [Fan+17]

La co-manipulation humain-robot est pertinente en ce sens qu'elle permet d'allier la dextérité et le savoir faire de l'humain à l'assistance du robot. De plus, contrairement aux robots autonomes, les robots collaboratifs génèrent chez le patient un climat de confiance [Ata17]. Les systèmes co-manipulés actuels utilisent des interfaces de pilotage haptiques (joystick ou une sonde fictive) permettant d'offrir au clinicien une position confortable durant l'examen. Toutefois, l'usage des interfaces haptiques a pour effet de modifier le geste échographique et met en évidence le manque de transparence du dispositif robotique dans la réalisation de l'examen.

De plus, dans ce contexte de télé-opération, le mode de co-manipulation du robot

est de type maître-esclave. Le clinicien qui est le maître, communique ses intentions aux robots qui recopie ses mouvements. C'est une commande qui présente des retards entre les positions maître et esclave [Mat16].

Par conséquent, la logique qui apparaît pour favoriser une manipulation plus intuitive est de permettre un guidage manuel du robot au niveau de la sonde, ainsi le geste échographique serait conservé. Le travail de Fang [Fan+17] s'appuie sur cette stratégie. Il utilise la fonction de guidage manuel de l'*UR5* et propose de réduire les forces déployées par le clinicien lors de l'examen grâce à un préhenseur instrumenté (figure I.14). Le préhenseur de sonde échographique permet la double détection des efforts du clinicien et de l'environnement. Ces données servent à une commande en admittance qui les traduit en déplacement du robot. Il observe toutefois un manque de transparence dans la manipulation qu'il impute à la commande du robot et à la non compensation des mouvements du fantôme.

Le tableau I.2 présente le bilan des avantages et des inconvénients des systèmes co-manipulés actuels présents dans la littérature.

<b>Robots co-manipulés</b>	
Avantages	Inconvénients
<ul style="list-style-type: none"> <li>— Participation du clinicien dans la réalisation de l'examen</li> <li>— Assistance à l'examen</li> <li>— Adaptabilité à l'examen (Système flexible)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>— Modification du geste médical</li> <li>— Absence de transparence du robot</li> </ul>

Tableau I.2 – Bilan robots co-manipulés actuels dans l'assistance à l'examen

## 4 Conclusion

Les solutions robotiques d'assistance à l'échographie ont été élaborées dans le but de lutter contre la désertification médicale grâce à la télé-échographie et dans l'amélioration de l'ergonomie de l'examen pour éliminer les TMS des échographistes. Deux approches sont rencontrées : l'une basée sur la conception de robots dédiés et l'autre est basée sur l'élaboration de stratégies de commande de robot existant, permettant ainsi de bénéficier de l'environnement matériel et logiciel des robots provenant des constructeurs déjà éprouvés. Dans ces travaux de thèse, nous choisissons de nous intéresser à la seconde

approche.

Par l'intermédiaire des systèmes robotiques, la littérature laisse voir deux stratégies d'assistance à l'échographie. L'une basée sur la réalisation autonome de l'échographie par le robot et l'autre basée sur la co-manipulation clinicien-robot. La première stratégie est limitée par l'absence de l'expert médical dans la réalisation de l'examen et le manque de flexibilité. Cette approche ne se limite donc qu'à des examens routiniers et répétables. Alors que la deuxième stratégie par co-manipulation robotique allie le savoir faire du clinicien aux capacités du robot, ce qui permet de réaliser différentes catégories d'exams échographiques, sur toute sorte de morphologie. Toutefois les systèmes actuels de co-manipulations utilisant des dispositifs haptiques de pilotage pour mouvoir la sonde échographique, ont pour effet de modifier le geste échographique. Les solutions permettant une manipulation directe de sonde au niveau de l'effecteur ne permettent pas, à l'heure actuelle, de répondre au besoin de transparence nécessaire pour une meilleur assistance.

Les travaux de cette thèse s'intéressent à la mise en œuvre d'un système robotique d'assistance aux examens échographiques non invasifs sur tout patient quelle que soit sa morphologie. La méthode développée se base sur l'exploitation de robot industriel. Afin de répondre aux exigences indispensables à la réalisation de l'examen, ce système doit permettre une co-manipulation clinicien-robot dite par guidage manuel, tout en garantissant les critères de transparence, de flexibilité et d'assistance au geste médical.

Dans le chapitre suivant, nous abordons les méthodes de co-manipulation robotique, avec un focus sur la co-manipulation robotique par guidage manuel.





# Chapitre II

## Co-manipulation humain-robot

### Sommaire

---

<b>1</b>	<b>Interactions physiques humain-robot . . . . .</b>	<b>25</b>
1.1	Catégories de co-manipulation . . . . .	26
1.2	Les applications de la co-manipulation . . . . .	27
1.3	Évaluation d'une co-manipulation performante . . . . .	31
<b>2</b>	<b>Mise en mouvement d'un robot dans le contexte de la co-</b>	
	<b>manipulation . . . . .</b>	<b>33</b>
2.1	Notion de complianc e en robotique . . . . .	34
2.2	Commandes compliantes pour l'interaction humain-robot . .	37
2.3	Génération de trajectoire . . . . .	44
<b>3</b>	<b>Positionnement par rapport à l'état de l'art et problématique</b>	<b>51</b>
3.1	Constat . . . . .	51
3.2	Verrous scientifiques . . . . .	51

---

*Le terme Cobot, souvent employé pour désigner les robots co-manipulables, vient du néologisme "robotique collaborative". La robotique collaborative permet l'interaction directe d'un humain avec un robot. Celle-ci se fait de manière à combiner les capacités d'un robot à celle de l'humain dans le but de réaliser un objectif commun. Dans ce chapitre, nous présentons l'état de l'art des techniques d'interaction humain-robot et des stratégies de mise en mouvement du robot. Ce qui permet de dégager la problématique scientifique de ces travaux de recherche.*

### 1 Interactions physiques humain-robot

Les interactions physiques humain-robot (IPHR) peuvent être classifiées en trois catégories suivant leur fréquence [SK16]. Ainsi sont rencontrées : les interactions de soutien,

au cours desquelles le robot ne participe pas à l'exécution de la tâche, il fournit à l'humain les outils, les matériaux et les informations nécessaires pour la faciliter [Iwa+11]; les interactions collaboratives où l'humain et le robot travaillent tous les deux sur la tâche, chacun complétant les parties les mieux adaptées à ses capacités [Wan+98]; et enfin les interactions de co-manipulation, encore appelées interactions coopératives, qui font l'objet de ces travaux.

La co-manipulation robotique consiste à ce que l'humain et le robot travaillent, en contact physique direct ou en contact indirect à travers un objet commun, sur une même tâche. Il y a un contrôle partagé et continu de la tâche et donc une coopération dans sa réalisation. Ce type d'interactions est très présente en réhabilitation médicale. Le robot procure une assistance physique au geste en soulageant l'opérateur dans l'exécution de ses mouvements [ZDL15].

Dans cette section, nous présentons les différentes catégories de co-manipulation robotique, leurs applications et les différentes méthodes d'évaluations d'une co-manipulation efficace.

## 1.1 Catégories de co-manipulation

Trois catégories de co-manipulation humain-robot sont présentées dans la littérature [Bah18] : la co-manipulation parallèle, la co-manipulation orthétique et la co-manipulation sérielle (figure II.1).

- La co-manipulation parallèle représente le cas typique de notre étude, elle consiste à un contact conjoint de l'outil, par le robot et l'opérateur. Ces derniers forment ainsi deux chaînes parallèles sur le graphe des liaisons. Les efforts du robot et de l'opérateur s'ajoutent pour former l'effort final appliqué sur l'outil.
- En co-manipulation orthétique les efforts sont très souvent repartis en plusieurs points de contact sur le membre de l'opérateur. Ainsi le robot possède des points de contact multiples avec l'être humain. Ces robots sont appelés exosquelettes ou orthèses.
- En co-manipulation sérielle l'opérateur tient le robot qui est à son tour en contact avec l'outil. Les trois forment une chaîne cinématique sérielle. La position de l'outil est le résultat de la composition du mouvement du robot avec celui de l'opérateur. Ce type de co-manipulation est très utilisé en coelioscopie (laparoscopie).

Ainsi ces différentes catégories de co-manipulation sont appliquées pour donner à l'humain du confort dans la réalisation de diverse tâches.

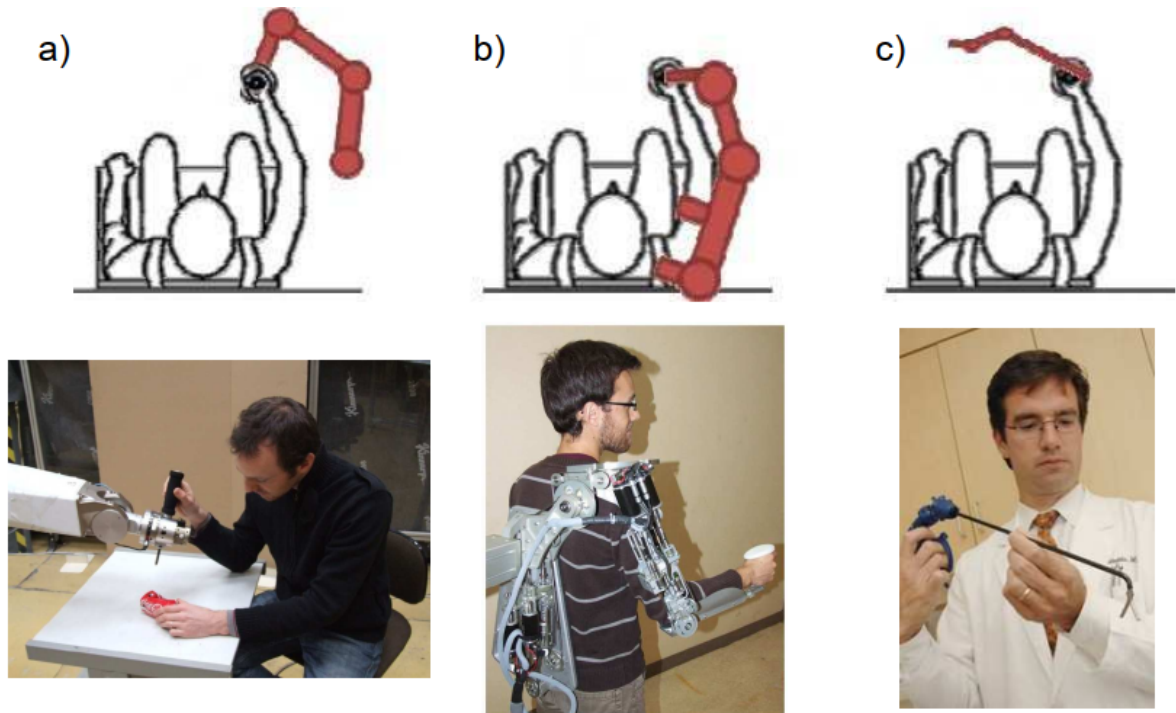


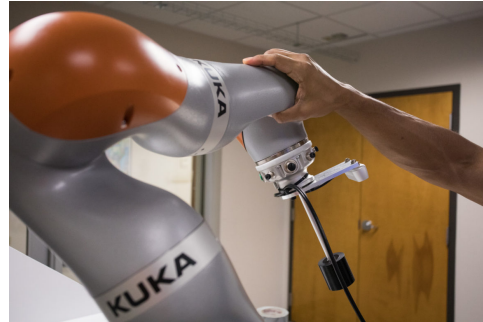
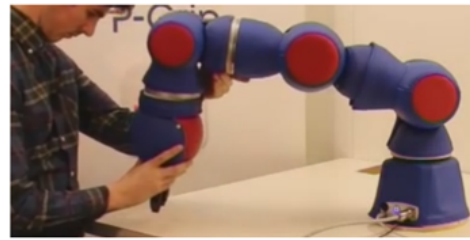
FIGURE II.1 – a) La co-manipulation parallèle, b) la co-manipulation orthétique et c) la co-manipulation sérielle [Lam12]

## 1.2 Les applications de la co-manipulation

Dans la littérature, les applications de la co-manipulation se déclinent en cinq principales catégories : la mise à l'échelle des efforts [Cro69], la compensation du poids de la charge [Pow69] [Kaz01], le filtrage des tremblements [Kum+00] [CHK06], le guidage virtuel [Jak+03] et enfin le guidage manuel (objet de notre étude). Dans cette section, nous présentons le guidage manuel, les autres applications sont explicitées en annexe A.1

### 1.2.1 Guidage manuel ou programmation par démonstration

La fonctionnalité de guidage manuel est très répandue sur les robots collaboratifs. Elle permet de les mettre en mouvement de façon rapide et intuitive. En robotique industrielle, la fonction de guidage manuel ou hand-guidance facilite la phase de programmation par apprentissage d'un robot. Certains robots co-manipulés par guidage manuel, présents sur le marché sont, de façon non exhaustive, le robot *Franka* de la société Mika (figure II.2a), le robot *LWR* de Kuka (figure II.2b), les robots *UR* (d'Universal Robots figure II.2c), les robots de F&P Robotics (figure II.2d) et quelques robots industriels tels que ceux de Fanuc ou de RB3D (figure II.2f), etc.

(a) Robot *Franka* de la société *Mika*(b) Robot collaboratif *Kuka*(c) Robot *UR3* d'Universal Robots

(d) Robot de F&amp;P Robotics

(e) Robot industriel *CR-35iA* de Fanuc

(f) Robot industriel de RB3D

FIGURE II.2 – Robots collaboratifs intégrant la fonction du guidage manuel

### 1.2.2 Historique et avantages

La technique d'apprentissage par démonstration (guidage manuel), connue sous le nom de "Walk-through programming" ou "Leadthrough programming" est introduite pour la première fois en 1999 pour automatiser les processus de soudage dans l'industrie de la construction navale (figure II.3) [ALL99].

Choi [CL03] fait une évaluation quantitative des performances de la méthode d'ap-



FIGURE II.3 – Guidage manuel pour une opération de soudage [ALL99]

prentissage par démonstration et la méthode d'apprentissage classique, il démontre que la première offre un gain de temps considérable. En outre Masakazu [MMS16] a étudié l'impact du guidage manuel sur la sécurité, l'opérabilité et l'assistance aux compétences humaines pour accroître la valeur des lignes de production industrielle. Pour améliorer l'opérabilité, il introduit des types de dispositifs et de techniques d'entrée tels que la limitation du degré de liberté d'opération et la commutation des protocoles de contrôle de transmission et des systèmes de coordination des tâches. En combinant ces techniques les systèmes d'exploitation collaboratifs humain-robot permettent aux opérateurs d'exercer un contrôle plus intuitif, et d'exécuter facilement des tâches techniques en leur fournissant les compétences nécessaires

### 1.2.3 Guidage manuel des robots médicaux

Dans la littérature, plusieurs systèmes médicaux utilisent la fonction de guidage manuel afin de définir la trajectoire d'un robot médical. Un exemple est le robot *DermaRob* utilisé pour le prélèvement cutané en chirurgie réparatrice des grands brûlés. Dans un premier temps, la trajectoire est apprise par démonstration, puis elle est exécutée une seconde fois par le robot via un générateur de trajectoires automatiques en limitant la force de contact de l'outil découpant la bande de peau d'épaisseur définie. Un capteur d'efforts et un télémètre laser y sont équipés afin de veiller au maintien à des valeurs constantes l'inclinaison et l'effort appliqué, pour assurer un prélèvement de qualité (figure II.4). De même, le robot *Hippocrate* [Pie+99], présenté au chapitre I-3.2.1, réalise l'examen échographique de façon autonome grâce à un apprentissage défini par démonstration.

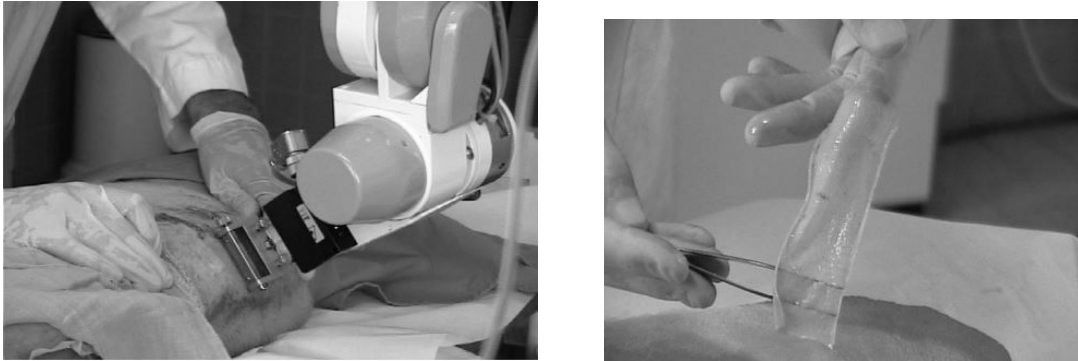


FIGURE II.4 – Prélèvement de lambeaux cutanés, test sur un cochon [Dom+03b]  
[Dom+03a]

#### 1.2.4 Inconvénient de l'apprentissage par démonstration

L'inconvénient majeur de la méthode d'apprentissage reste la non prise en compte des contraintes et des obstacles imprévus dans l'espace de travail du robot lorsqu'il est en phase de répétition. Afin de contourner les contraintes et les obstacles imprévus, Dermý [Der18] utilise des guides virtuels pour permettre au robot de suivre différentes trajectoires possibles, grâce à une méthode d'anticipation qui consiste à prévoir les intentions de l'opérateur et de commander le robot suivant des trajectoires types enregistrés se rapportant à des mouvements précis. Dans une première phase, l'utilisateur effectue des mouvements d'apprentissage en guidant le bras du robot, les trajectoires sont ensuite regroupées dans une bibliothèque de guides virtuels. Ainsi le robot peut, dès le début de la co-manipulation, détecter la trajectoire à suivre grâce à la bibliothèque de données [Rai+17]. Un exemple d'application illustré à la figure II.5, consiste à placer des objets dans un placard à l'aide des guides virtuels pour éviter les collisions avec les étagères.

Toutefois, la construction d'un guide virtuel nécessite souvent une connaissance experte et une modélisation de la tâche, ce qui limite l'utilité des guides virtuels à des scénarios aux contraintes invariables. Une stratégie proposée par Raiola [Rai+17], consiste à un apprentissage par *machine learning* pour créer une bibliothèque plus dense. [Res+17] [BH06] et d'autres auteurs proposent un contrôle en effort d'application, permettant une modification incrémentale de la trajectoire du guidage par l'interaction directe de l'opérateur sur le robot durant l'exécution de la tâche, ainsi la génération de mouvement est simultanée à l'exécution de la tâche. Ce qui permet de ce fait une assistance au geste technique complexe avec conservation des capacités de l'humain.

Cependant, pour des tâches exigeantes en dextérité, telle que le dessin (figure II.6), une auscultation échographique... où le mouvement couplé doit être souple et intuitif, la co-manipulation ne répond pas aux exigences d'assistance au geste. En effet, dans certains cas, la manipulation du robot nécessite d'utiliser les deux mains de l'opérateur



FIGURE II.5 – Guide virtuel : placement d'un objet dans un placard [Bah18]



FIGURE II.6 – Co-manipulation humain-robot sur une tâche de dessin [GÖS17]

comme l'illustrent la figure II.6 et les figures II.2d, II.2e et II.2f, et/ou d'exercer des efforts permanents et importants. Ce qui a pour effet de crispier les muscles et donc de générer des TMS, en plus d'occasionner une co-manipulation non transparente et intuitive pour l'opérateur. En outre, la stabilité du système humain-robot dépend de la dynamique couplée de l'humain et du robot, qui peut être altérée à cause des interactions et induire un manque de transparence pendant la manipulation [BH06]. Dans la littérature plusieurs travaux visent à améliorer les interactions de co-manipulation humain-robot. Certains consistent à maîtriser l'impédance formée par l'humain et le robot au point de co-manipulation, en vue de rendre l'interaction plus souple et stable [GÖS17] [BH06] [IMI94]. D'autres portent sur les stratégies de génération de mouvement pour que la co-manipulation soit plus transparente et cohérente avec les intentions de l'opérateur [Bah18] [Sar13].

Les travaux de cette thèse portent sur la mise en place d'une stratégie de co-manipulation qui permet de conserver le geste métier et de réduire la recrudescence des TMS. La méthode proposée doit être évaluée suivant les critères de co-manipulation performante présents dans la littérature. Ainsi, avant de faire l'état de l'art des méthodes actuelles permettant de réaliser la co-manipulation humain-robot, nous présentons les méthodes d'évaluation d'une co-manipulation performante.

### 1.3 Évaluation d'une co-manipulation performante

Le but de la co-manipulation humain-robot est de faire du robot un support technique lors de la réalisation de certaines tâches. Pour ce faire, le système robotique doit répondre



à toutes les exigences indispensables à une co-manipulation efficace. Deux grands types d'indicateurs permettent d'évaluer cette efficacité : les indicateurs purement mécaniques [Mul+20] et les indicateurs liés à l'aspect du ressenti au cours de la manipulation.

### 1.3.1 Les indicateurs mécaniques

Les indicateurs mécaniques mettent en jeu les caractéristiques géométriques, cinématiques et dynamiques du robot. Patel [PS15] fait une revue exhaustive des indicateurs présents dans la littérature. Les trois types de critères les plus représentées sont ceux liées à l'espace de travail, les mesures autour des positions articulaires et de la manipulabilité.

**a) Les indicateurs sur l'espace de travail :** l'espace de travail est l'ensemble de positions et/ou orientations accessibles par l'organe terminal du robot. Son analyse permet d'évaluer la conception du robot, d'optimiser leur position dans l'environnement de réalisation de la tâche et d'en optimiser la mise en œuvre [KDN03]. Le volume total atteignable par le manipulateur ou l'espace de position atteignable [GR82] et le volume de travail dextre [VTW85] peuvent être étudiés.

**b) Les indicateurs sur les articulations :** dans ce cas les indicateurs se basent soit sur les vitesses ou les positions articulaires du robot. Dubey [Dub87] introduit un rapport entre les vitesses articulaires et la vitesse de l'effecteur. Ce rapport traduit la mesure quantitative de la mobilité des robots et donc de sa flexibilité. Au niveau de la position, des indicateurs peuvent être utilisés pour décrire la distance des positions articulaires par rapports aux butées. Ainsi, Baron [Bar00] propose une fonction objective visant à étudier l'éloignement des butées articulaires sur une trajectoire.

**c) Les indicateurs de manipulabilité :** du point de vue mécanique, l'indicateur permettant de mesurer la manipulabilité, encore appelée dextérité, est l'étude de sa matrice jacobienne [Yos85] [SC82]. Dans [KB87] la décomposition en valeurs singulières de la matrice jacobienne permet de juger de la capacité de transmission cinématique selon les directions, et de son isotropie.

Les indicateurs mécaniques sont optimalement utilisés pour la conception des manipulateurs, en se basant sur des algorithmes de minimisation ou maximisation des différents indices [KB06].

### 1.3.2 Les indicateurs cognitifs

Alors que l'évaluation des performances du robot autonome s'appuie sur des indices tels que le temps de cycle ou la précision de l'effecteur, l'appréciation des performances en

co-manipulation robotique passe par la perception subjective qu'en a l'opérateur humain [Duc10]. Les indicateurs cognitifs s'appuient sur des mesures expérimentales lors de la manipulation pour quantifier ou évaluer le ressenti qu'en a l'humain. L'intérêt majeur de ces indicateurs est d'évaluer la transparence du robot lors de l'exécution de la tâche. C'est à dire, la capacité d'un robot à suivre les mouvements imposés par l'opérateur sans aucune gêne ou force de résistance ressentie de sa part [Bah18].

Alors que Dutta [DO02] se base sur l'analyse de l'impédance de l'ensemble humain-robot, Bahloul [Bah18] propose d'étudier la colinéarité entre les forces appliquées par l'opérateur et la vitesse effective du manipulateur, ce qui traduit la cohérence entre l'intention et la conséquence. Milstein [Mil+18] et Jarrasse [Jar+10] proposent d'analyser des courbes de vitesse, d'accélération et du jerk permettant ainsi d'évaluer l'inertie du manipulateur et les perturbations perçues par l'opérateur. Fong [Fon+17], quant à lui, propose d'étudier les forces déployées par l'opérateur avec et sans la présence du robot traduisant la fluidité du mouvement. Les indicateurs cognitifs sont intéressants car ils permettent d'évaluer la qualité de la co-manipulation du point de vue du ressenti de l'opérateur.

Dans la section suivante de ce chapitre, nous présentons l'état de l'art des stratégies de mise en mouvement d'un robot dans le contexte de la co-manipulation. Nous commençons en abordant la compliance en robotique, une notion importante visant à rendre le robot flexible ; puis nous nous intéressons aux stratégies de commande en robotique, afin de présenter celles qui sont utilisées en interaction humain-robot.

## 2 Mise en mouvement d'un robot dans le contexte de la co-manipulation

Parler du mouvement d'un robot fait systématiquement appel aux notions de génération de trajectoire et/ou de lois de commande robotique. La trajectoire définit l'évolution des positions articulaires ou de la situation du robot en fonction du temps, et constitue la référence d'entrée du système de contrôle du robot [Bro11]. La mise en mouvement nécessite une stratégie de commande performante capable de satisfaire les exigences de la tâche. En co-manipulation, de nombreux travaux portent sur l'amélioration de l'interaction humain-robot en se basant sur la maîtrise de la rigidité de l'ensemble par la commande [GOS17] [Ran+15] [DA14] et/ou par la génération de trajectoire [Bah18] [Sar13]. Dans cette section l'objectif est de mettre en évidence les méthodes que propose la littérature permettant à un robot de suivre les mouvements de l'humain lors de la réalisation d'une tâche coopérative. Ainsi dans un premier temps nous présentons la notion de compliance, puis nous abordons les stratégies de commande pour la co-manipulation.

## 2.1 Notion de compliance en robotique

La notion de compliance fait référence à une variété de méthodes de mise en œuvre de robot lui donnant un comportement flexible, c'est à dire modifiant sa configuration en fonction des forces de contact avec l'environnement [Mas81]. Elle peut être définie suivant deux approches : une approche de la compliance dite *passive*, qui regroupe toutes les solutions de compliance basées sur la déformation mécanique d'éléments du robot ou de dispositifs ajoutés à sa structure ; et l'approche de la compliance *active*, qui fait intervenir des solutions logicielles [San19].

### 2.1.1 La compliance passive

La compliance passive exploite la souplesse des structures. L'effort de contact est géré par une variation de position de l'effecteur du robot. Elle consiste à interposer entre l'organe terminal et le robot un dispositif se déformant sous l'effet des efforts de contact, conférant une élasticité à la structure. Un exemple de système compliant est le "Remote Center of Compliance :RCC" breveté par Watson [Wat76], il est représenté à la figure II.7. Ou encore le préhenseur compliant commercialisé par Festo (figure II.8).

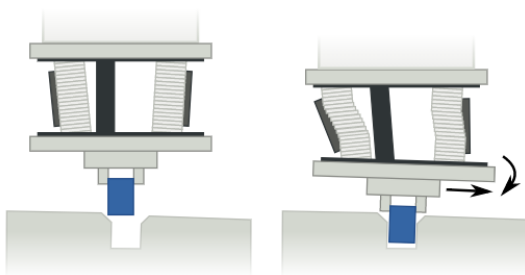


FIGURE II.7 – Système Remote Center of Compliance

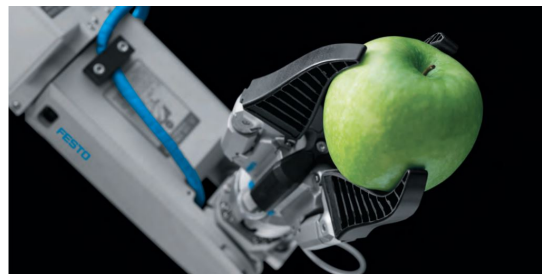


FIGURE II.8 – Préhenseur flexible Festo [Fes14]

Des robots avec des systèmes d'actionnement flexibles dans les articulations ont été conçus afin de protéger les articulations et stabiliser le comportement du robot lors d'un choc avec un environnement rigide. Duchaine [Duc10] travaillant sur la commande des robots collaboratifs, cite des auteurs qui ont étudié des systèmes permettant d'avoir une compliance intrinsèque dans les articulations du robot. Le plus simple des actionneurs flexibles est l'actionneur flexible en série, dont le principe est proposé par Pratt [PW95]. Il possède une raideur quasi-constante et donc une loi de déformation proportionnelle à l'action motrice transmise par l'articulation. Le principe consiste à ajouter un ressort en série entre le train d'engrenages et le segment de sortie de robot (figure II.9). Le robot *Baxter* (II.10) de ReThinkRobotics, par exemple, utilise des actionneurs flexibles dans chaque articulation pour minimiser les forces de contact [San19]. La relation entre les

efforts et les déformations est donnée par l'équation II.1, avec  $\mathbb{F} = \begin{bmatrix} \mathbf{f}^T & \mathbf{m}^T \end{bmatrix}$  le torseur des efforts dont la résultante est une force  $\mathbf{f}$  et un moment  $\mathbf{m}$ ,  $\mathbf{C}$  est la matrice de compliance de dimension  $6 \times 6$  et  $d\mathbf{x}$  représente la variation de déplacement.

$$d\mathbf{x} = \mathbf{C}\mathbb{F} \quad (\text{II.1})$$

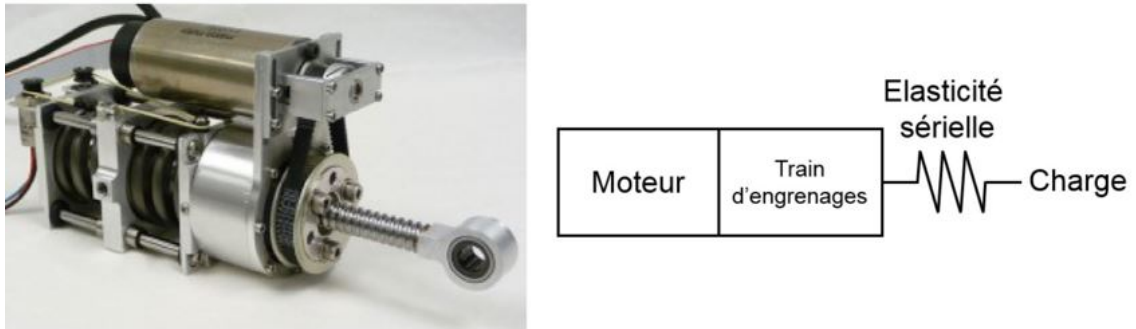


FIGURE II.9 – Prototype d'actionneur flexible proposé par [PS12] et son principe de fonctionnement

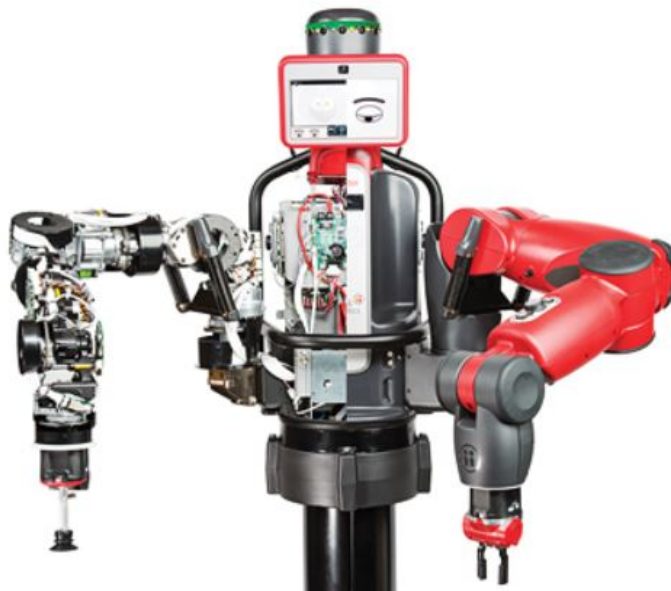


FIGURE II.10 – Robot *Baxter* de ReThinkRobotics

Il existe des actionneurs à raideur variable capables d'ajuster la raideur désirée de l'articulation en fonction du besoin. Morita [MS95], par exemple, propose d'utiliser des lames de ressorts et des freins pour faire varier la raideur. Une application dans le domaine médical est proposée par Esteveny [EBB16] pour assister le clinicien lors

des examens de radiologie. D'autres solutions plus complexes de compliance passive à raideur variable sont proposées dans [Boe+17] [WH08].

Bien qu'elles soient relativement peu chères et peu encombrantes, les applications de la compliance passive restent limitées [Pre97]. Pour pallier au manque de flexibilité des structures compliantes passives et adapter le comportement du robot quels que soient les efforts appliqués ou la tâche réalisée, les techniques de compliance active existent.

### 2.1.2 La compliance active

La compliance active est gérée par la commande du robot. Elle peut être directement intégrée dans l'asservissement des actionneurs, ainsi les forces générées par l'interaction entre le robot et l'environnement produisent des déplacements du robot qui varient en fonction de la valeur de souplesse implémentée dans le modèle de compliance. La mise en place des stratégies de compliance active peut nécessiter la détection des efforts d'interactions entre le robot et son environnement. Ainsi, des capteurs d'effort sont très souvent utilisés pour les estimer de façon précise [Lan+16] [LG14] [WS06] [Dom+03a] [Kus+01] [KFF93]; pour des applications n'exigeant pas une haute précision, les efforts extérieurs sont estimés à partir d'un modèle dynamique simulé du robot et des couples moteurs mesurés durant la manipulation Zhang [Zha+19] et Lee [LAS16].

L'intégration de la compliance active nécessite l'implémentation de lois de commande en effort, telles que la loi de commande en raideur active, la loi de commande hybride force/position, la loi de commande en impédance, la loi de commande en admittance, la loi de commande hybride impédance/admittance, etc. Ainsi dans le domaine médical par exemple, le robot *Hippocrate* [Pie+99] (figure I.7) utilise une loi de commande hybride force/position, qui permet de suivre une trajectoire le long du bras ou de la jambe du patient tout en maintenant un effort constant, ce qui est indispensable à l'obtention d'images échographiques exploitables. Dombre [Dom+03b] [Dom+03a] utilise également cette loi de commande dans le système *DermaRob* pour guider, le dermatome en chirurgie réparatrice des grands brûlés (figure II.4). Le système cobotique *MC2E* (figure A.3) l'implémente pour manipuler un instrument laparoscopique autour d'un point d'incision, tout en laissant libre accès à la poignée. Baumeyer quand à lui [Bau18] utilise la loi de commande en admittance sur le robot *Orion*, employé dans le positionnement de précision d'un patient lors d'une protonthérapie (figure II.11). L'opérateur interagit directement avec le robot en y appliquant des efforts.

Les emplois de la compliance active sont divers et variés du fait de son adaptabilité à la tâche et du niveau de précision élevé atteignable [Pre97]. Ainsi de nombreux travaux portent sur des stratégies de commande compliant active afin d'améliorer l'interaction humain-robot-environnement.

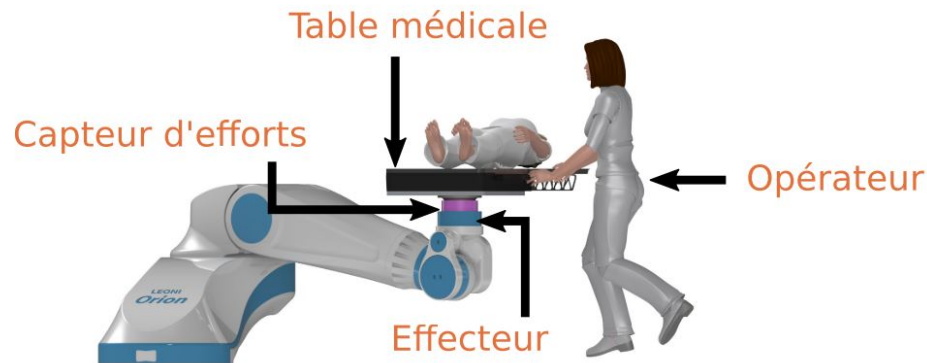


FIGURE II.11 – Robot Orion [Bau18]

## 2.2 Commandes compliantes pour l'interaction humain-robot

Les travaux sur la commande en robotique sont nombreux. Le régulateur PID (annexe A.2) est très répandu dans l'industrie. Toutefois, l'utilisation de cette loi nécessite une hypothèse de linéarité du système, ce qui n'est pas toujours avéré [Le 15]. Lorsque des précisions dynamiques sont exigées, il est nécessaire de considérer toutes les forces d'interactions dynamiques s'appliquant sur le robot. Ainsi, d'autres lois de commande plus complexes, comme la loi de commande en couple calculé (annexe A.2), ont été développées et implémentées afin d'augmenter les performances du robot. Toutefois, la manipulation d'un robot en vue de réaliser une tâche doit considérer les phases de déplacements libres dans l'espace et les phases de manipulation avec contact, les lois de commande en effort ont pour objet de maîtriser les contacts mécaniques entre le robot et un environnement dont la géométrie est mal connue et/ou pouvant présenter des mouvements [Sal80].

La loi de commande en effort est utilisée pour donner au robot un comportement compliant. Deux approches de lois de commande en effort sont énoncées dans la littérature : la structure de commande sans consigne d'effort et celle avec consigne d'effort.

- Les lois de commande sans consigne d'effort permettent de gérer les efforts d'interaction sans les asservir. Parmi elle il y a la loi de commande en raideur active, la loi commande en impédance et la loi de commande en admittance.
- La loi de commande hybride-force position est une loi asservissant les efforts d'interaction.

### 2.2.1 La commande par raideur active

Proposée en 1980 par Salisbury [Sal80], la commande par raideur active (figure II.12) donne au robot le comportement d'un ressort à raideur programmable et nécessite une

estimation (ou mesure) des efforts de contact. Elle implique le réglage d'une matrice de raideur. Cette loi de commande peut être utilisée dans l'espace articulaire ou opérationnel, en espace libre ou en espace contraint.

La relation entre les déformations  $\Delta \mathbf{x}$  et les efforts de contact  $\mathbb{F}_c$  est donnée par l'équation II.2, où  $\mathbf{K}_x$  est la matrice de raideur souhaitée ;

$$\mathbb{F}_c = \mathbf{K}_x \Delta \mathbf{x} \quad (\text{II.2})$$

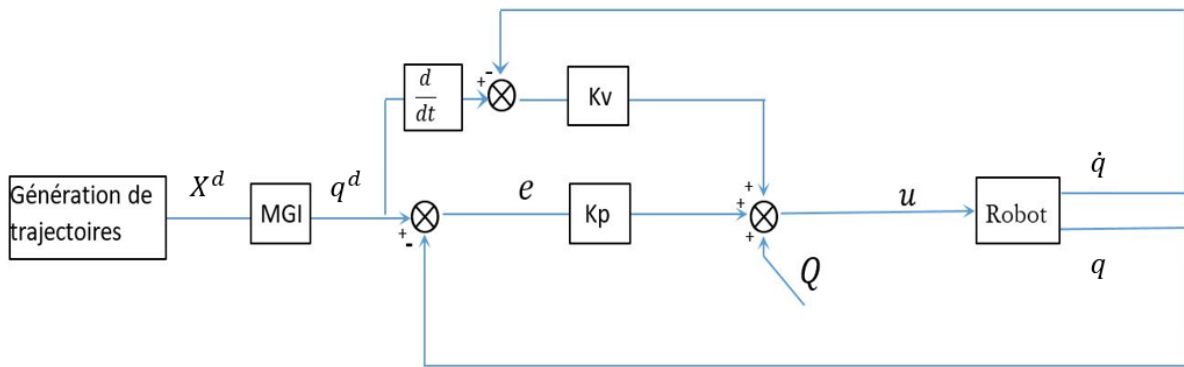


FIGURE II.12 – Exemple de schéma de commande en raideur active dans l'espace articulaire, où  $K_v$  et  $K_q$  sont respectivement les gains en vitesse en position réglés ;  $X_d$  et  $q_d$  les positions cartésienne et articulaire désirées [KDN03]

La commande en raideur active est adaptée pour la co-manipulation dans l'espace, mais est complexe à mettre en œuvre dans le maintien du contact physique humain-robot car elle nécessite de connaître précisément le milieu d'interaction afin de régler la matrice de raideur pour éviter des perturbations [San19].

### 2.2.2 La commande hybride force/position

Introduite par Raibert et Craig [RC81], la commande hybride force/position s'appuie sur des consignes en force et en position pour satisfaire simultanément des contraintes de force et de mouvement du système. La loi de commande hybride fait apparaître deux boucles d'asservissement parallèles, une en position et une en effort (figure II.13).

Cependant, comme la loi de commande en raideur active, la loi de commande hybride force/position nécessite la connaissance parfaite de l'environnement pour éviter des perturbations en position dans des directions commandées en force et vice-versa. Ceci limite son utilisation dans plusieurs applications pour lesquelles l'environnement n'est pas pleinement identifié, notamment dans des tâches d'interaction physique humain-robot [San19].

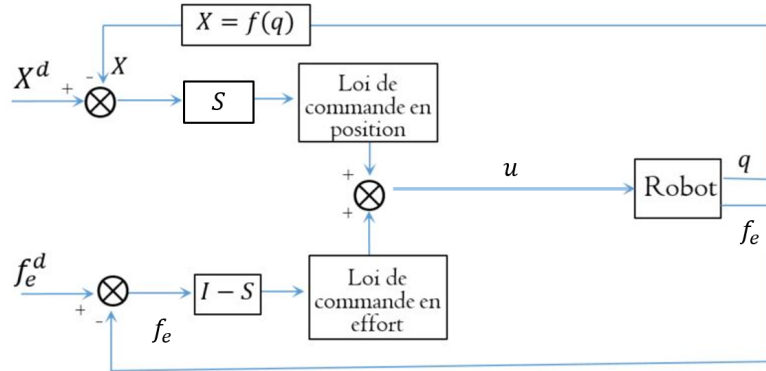


FIGURE II.13 – Organisation générale d'un schéma de commande hybride force position, où  $f_e^d$  est l'effort de contact désiré [KDN03]

### 2.2.3 La commande en impédance

La loi de commande en impédance est introduite par Hogan [Hog85] pour répondre au nombre grandissant d'applications nécessitant l'interaction du robot avec son environnement. Elle est l'extension logique de la commande par compliance active. Alors que la loi de compliance par raideur active est liée à un modèle de comportement statique désiré, la commande en impédance impose une relation dynamique entre la position commandée et les efforts appliqués par l'environnement.

La loi de commande en impédance consiste à maîtriser la dynamique apparente d'un robot au point d'interaction en régulant son impédance mécanique à partir d'un modèle de type masse-ressort-amortissement. Selon le formalisme Lagrangien, la dynamique d'un robot manipulateur à  $n$ -DDL est définie par l'équation II.3 suivante :

$$\mathbf{M}(q)\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(q, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(q) = \Gamma_c + \Gamma_{ext} \quad (\text{II.3})$$

Avec

- $\mathbf{q} \in \mathfrak{R}^n$  le vecteur positions articulaires ;
- $\mathbf{M}(q) \in \mathfrak{R}^{n \times n}$ ,  $\mathbf{C}(q, \dot{\mathbf{q}}) \in \mathfrak{R}^{n \times n}$  et  $\mathbf{g}(q) \in \mathfrak{R}^n$  respectivement la matrice d'inertie, la matrice des effets centrifuge et Coriolis et le vecteur des couples gravitationnels ;
- $\Gamma_c \in \mathfrak{R}^n$  et  $\Gamma_{ext} \in \mathfrak{R}^n$  les vecteurs de couples de commande et de couples externes agissants sur le robot.

Le comportement de l'erreur de commande en impédance est modélisé par un système masse-ressort-amortisseur dans un espace cartésien de dimension  $n$ , comme suit :

$$\mathbf{M}_d \ddot{\mathbf{x}}_e + \mathbf{D}_d \dot{\mathbf{x}}_e + \mathbf{K}_d \mathbf{x}_e = \mathbb{F}_{ext} \quad (\text{II.4})$$

Avec



- $\mathbf{M}_d$ ,  $\mathbf{D}_d$  et  $\mathbf{K}_d$  sont respectivement les matrices d'inertie, d'amortissement et de raideur désirées de dimension  $\mathfrak{R}^{n \times n}$  ;
- $\mathbf{x}_e$ ,  $\dot{\mathbf{x}}_e$  et  $\ddot{\mathbf{x}}_e$  sont les erreurs de position, de vitesse et d'accélération opérationnelles, avec  $\mathbf{x}_e = (\mathbf{x}_d - \mathbf{x})$  et  $\mathbf{x}_d$  le vecteur des positions cartésiennes désirées tel que  $\mathbf{x} \in \mathfrak{R}^n$  ;
- $\mathbb{F}_{ext} \in \mathfrak{R}^n$  les forces exercées sur le robot.

L'accélération commandée suit l'équation II.5 et le couple commandé l'équation II.6, tel que  $\ddot{\mathbf{q}}_c = \mathbf{J}^+(\ddot{\mathbf{x}} - \dot{\mathbf{J}}\dot{\mathbf{q}})$  avec  $\mathbf{J} \in \mathfrak{R}^{m \times n}$  la matrice jacobienne. La matrice jacobienne permet d'établir une relation mathématique entre les vitesses de l'espace articulaire et celles de l'espace cartésien,  $\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{J}\dot{\mathbf{q}}$ . Le schéma de commande correspondant est celui de la figure II.14

$$\ddot{\mathbf{x}}_c = \ddot{\mathbf{x}}_d + \mathbf{M}_d^{-1}(\mathbb{F}_{ext} - (\mathbf{D}_d\dot{\mathbf{x}}_e + \mathbf{K}_d\mathbf{x}_e)) \quad (\text{II.5})$$

$$\Gamma_c = \hat{\mathbf{M}}(q)[\mathbf{J}^+(\ddot{\mathbf{x}} - \dot{\mathbf{J}}\dot{\mathbf{q}})] + \hat{\mathbf{C}}(q, \dot{q})\dot{\mathbf{q}} + \hat{\mathbf{g}}(q) - \hat{\Gamma}_{ext} \quad (\text{II.6})$$

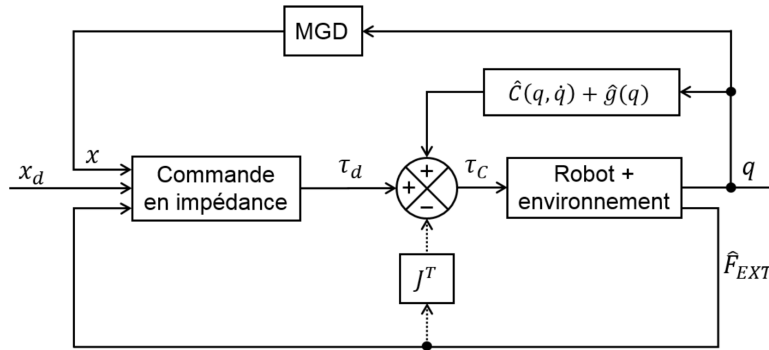


FIGURE II.14 – Exemple de schéma de commande en impédance dans l'espace cartésien [San19]

La commande en impédance permet de contrôler le mouvement et les forces en développant une relation entre les forces d'interaction et les positions du manipulateur [CW98]. Ce qui en fait une commande intéressante pour adapter la position du robot aux forces d'interaction humain-robot et générer le mouvement conséquent. Il est possible de se passer des capteurs d'efforts extérieurs, dans ce cas la commande sera basée sur le modèle dynamique du robot et les mesures de couple moteur. Les paramètres du système doivent être bien identifiés afin de compenser les effets dynamiques du robot et d'obtenir la dynamique désirée pour la manipulation. Cette commande est adaptée aux robots de faible inertie ayant peu de frottements dans les articulations [Cl12].

### 2.2.4 La commande en admittance

Contrairement à la loi de commande en impédance dont le contrôleur génère une consigne de couple de commande, en commande en admittance le contrôleur génère une consigne de position ou de vitesse. Deux boucles fermées sont imbriquées. Une boucle externe détermine la trajectoire opérationnelle ou articulaire désirée en fonction des efforts extérieurs mesurés ou estimés et des paramètres compliants désirés. L'autre boucle interne d'asservissement calcule le couple de commande des moteurs du robot. Le schéma de commande est présenté à la figure II.15. La boucle externe permet de calculer une trajectoire de référence,  $x_d$ , qui intègre le mouvement compliant en fonction des forces externes  $\mathbb{F}_{ext}$  (equation II.7). La boucle interne d'asservissement assure un comportement optimal quand le robot se déplace dans l'espace libre. Cependant, des instabilités peuvent être générées lorsque la force d'interaction est trop importante [San19].

$$\mathbf{M}_d(\ddot{\mathbf{x}}_d - \ddot{\mathbf{x}}) + \mathbf{D}_d(\dot{\mathbf{x}}_d - \dot{\mathbf{x}}) + \mathbf{K}_d(\mathbf{x}_d - \mathbf{x}) = \mathbb{F}_{ext} \quad (\text{II.7})$$

Avec

- $\mathbf{M}_d$ ,  $\mathbf{D}_d$  et  $\mathbf{K}_d$  sont respectivement les matrices d'inertie, d'amortissement et de raideur désirées de dimension  $\mathfrak{R}^{n \times n}$  ;
- $\mathbf{x}_d$  le vecteur des positions cartésiennes désirées tel que  $\mathbf{x} \in \mathfrak{R}^n$ ; et  $\dot{\mathbf{x}}_d$  et  $\ddot{\mathbf{x}}_d$  respectivement la vitesse et d'accélération opérationnelles désirées
- $\mathbb{F}_{ext} \in \mathfrak{R}^n$  les forces exercées sur le robot.

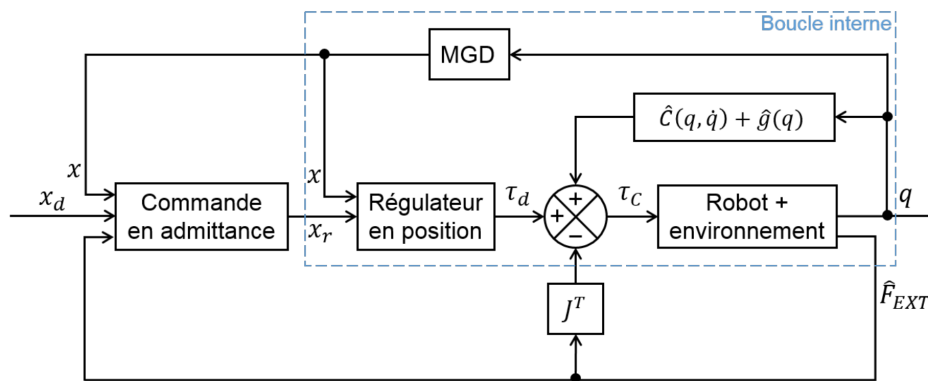


FIGURE II.15 – Schéma de commande en admittance cartésienne [San19]

Une solution consiste à combiner la commande en impédance et la commande en admittance afin de combler les manques de chacune, aboutissant ainsi à la commande hybride impédance-admittance.

### 2.2.5 La commande hybride impédance-admittance

La loi de commande en impédance est plus stable lorsque l'environnement est rigide alors que la loi de commande en admittance l'est davantage dans un environnement souple. La commande hybride impédance-admittance permet de tirer parti de chacun des avantages. Les deux commandes sont implémentées et un algorithme choisit celle à utiliser à partir de l'estimation de la raideur de l'environnement. Si l'environnement est rigide la commande en impédance est utilisée et dans le cas d'un environnement souple ou en espace libre, la commande en admittance est utilisée [OMN10] [OMN15].

Les déclinaisons de la commande en robotique sont nombreuses. De façon non exhaustive, des lois de commande en position (annexe A.2) et en effort ont été présentées. Nous avons vu que les lois de commande en effort sont utilisées pour gérer l'interaction d'un robot avec un environnement incertain et/ou pouvant présenter des mouvements. De plus, contrairement aux autres lois de commande en effort, les commandes en impédance et en admittance nécessitent moins d'exigences préalables sur la connaissance de l'environnement d'interaction pour fonctionner de façon stable, ce qui permet leur utilisation en interaction humain-robot.

Nous présentons dans la partie suivante les différentes approches d'amélioration de la commande en admittance (et en impédance), en vue de répondre aux exigences de performance de la co-manipulation humain-robot.

### 2.2.6 Gestion de l'interaction humain-robot, point de vue commande

Lors de la co-manipulation l'opérateur exerce des efforts sur le robot qui sont traduits en déplacement, suivant la direction de l'effort appliqué, par la commande compliant en impédance [San19] [Lam12], ou en admittance [Bau18] [Mez18] [Fan+17] [Mat16] [LG14]. Toutefois la stabilité du système humain-robot dépend de la dynamique couplée de l'humain et du robot, qui peut être altérée à cause des interactions et induire un manque de transparence pendant la manipulation [BH06]. Un autre inconvénient du contrôle est liée à la sécurité. Le contrôle d'admittance est instable face à un environnement rigide. Ce problème est difficile à résoudre dans le cadre de l'interaction humain-robot puisque les opérateurs humains, qui représentent l'environnement rigide, ont une raideur variable. Pour résoudre ces différents problèmes, le contrôle d'impédance variable a été introduit. Les travaux sur l'amélioration de l'interaction humain-robot par la commande consistent à maîtriser la rigidité de l'ensemble au point d'interaction en modélisant une impédance variable. Plusieurs articles ont été publiés à ce propos .

Certains s'intéressent à l'ajustement en ligne de l'amortissement dont l'influence sur la manipulation du robot est la plus importante vis à vis des autres paramètres (raideur et inertie) qui sont souvent négligés [Sar13] [IMI94]. L'influence de l'amortissement est

telle que si le paramètre est réglé sur une valeur faible, le robot accélère facilement, mais s'arrête plus difficilement et si l'amortissement est élevé le robot est alors difficile à manipuler [Duc10]. Ikeura [II95] propose un contrôle d'admittance variable où le coefficient d'amortissement peut prendre deux valeurs différentes en fonction de la vitesse. Tsumugiwa [TYH02] quant à lui propose d'effectuer un ajustement en ligne de l'amortissement en se basant sur une estimation temps réel de la raideur du bras de l'humain. Mais cette approche n'est possible que sous certaines conditions très restrictives qui la rendent difficile à utiliser en pratique [CI12]. Dans le même sens, Grafakos [GDA17] évalue le niveau de co-activation des muscles du bras et l'utilise comme indicateur de rigidité du point final pour modifier le paramètre d'amortissement de la commande (figure II.16).

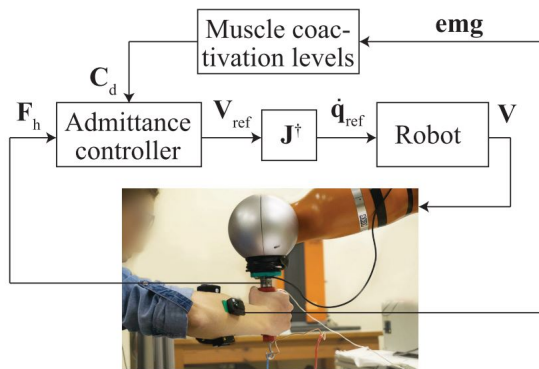


FIGURE II.16 – Variation d'impédance par électromyographie (EMG) [GDA17]



FIGURE II.17 – Coopération humain-robot sur une tâche de sciage [PTA16]

Les approches précédentes ne faisant varier que l'amortissement, Campeau-lecours [CI12] relève que lorsque le paramètre de masse désirée est inférieur à une certaine valeur minimale (valeur qui dépend de la dynamique, des frictions, de la raideur, des moteurs, etc, du robot ou encore des bruits de mesures du capteur...), il apparaît des vibrations ou des instabilités. Il propose donc de diminuer ou d'augmenter les paramètres d'amortissement et de masse par rapport à des valeurs de référence, des intensités et du signe de l'accélération induite par les forces appliquées. Les intentions de l'opérateur sont ainsi caractérisées par les efforts ou les dérivées des efforts appliqués. Peternel [PTA16] règle en ligne les paramètres de raideur et d'amortissement grâce aux données multimodales qui fournissent au robot les informations sur le comportement moteur du muscle humain en temps réel (figure II.17).

Pour conclure cette section, nous dirons que les techniques utilisant des capteurs d'activation des muscles humains pour interpréter les intentions de l'opérateur présentent un défaut d'ergonomie et peuvent être encombrant durant la co-manipulation. Duchain montre que la lecture des efforts appliqués par l'opérateur sur le robot est un

indicateur suffisant pour traduire ses intentions [DG09] [DBG07]. L'amélioration de la co-manipulation humain-robot en se basant sur le réglage de la commande est la plus répandue dans la littérature. Mais les stratégies proposées présentent des limites du fait que ces lois de commande ne permettent pas de maîtriser les profils d'accélération, de vitesse et de position du robot, en plus d'être complexes à mettre en oeuvre. Il est donc difficile de rendre le mouvement naturel en respectant la contrainte de variation d'accélération décrivant les mouvements de tout système matériel [FH85]. Des variations importantes d'amplitudes de l'accélération et du jerk créent des à-coups qui peuvent être ressentis par l'opérateur et perturber la transparence de la manipulation [Bro11]. Une autre méthode proposée récemment [Bah18] [Sar13] consiste à traduire les intentions de l'opérateur en trajectoire de référence pour la commande du robot, grâce à des algorithmes.

Ainsi dans la suite nous présentons la mise en mouvement de robots par co-manipulation du point de vue génération de trajectoire.

## 2.3 Génération de trajectoire

La génération de trajectoire a pour objet de produire un mouvement dont les profils de position, de vitesse et d'accélération sont fonction du temps et sont maîtrisés [KDN03]. Ceux-ci ont une influence importante sur la qualité du mouvement produit [Bro11] et sur la transparence de la co-manipulation. Hogan [Hog84] a montré qu'en minimisant le jerk, la trajectoire obtenue satisfait les contraintes de continuité et le mouvement est lisse. Ainsi Herrera [Her07] définit un mouvement souple comme un mouvement ayant un jerk, une accélération et une vitesse limités en translation et en rotation. La stratégie de mise en mouvement pour la co-manipulation consiste à appliquer cette définition à la trajectoire du robot.

Les méthodes de génération de trajectoire peuvent être classées selon que les trajectoires sont générées dans l'espace cartésien ou dans l'espace articulaire ; selon que leur calcul se fait en ligne ou hors ligne et le type de données d'entrée et les contraintes imposées (trajectoire polynomiale ou trapèze) [Her07].

### 2.3.1 Espace de génération de mouvement

Deux approches de génération de mouvement existent : la génération de mouvement dans l'espace articulaire (figure II.18) et la génération de mouvement dans l'espace opérationnel (figure II.19). L'une comme l'autre présentent des avantages. La génération de trajectoire dans l'espace articulaire nécessite moins de calculs en-ligne car les transformations par le MGI (Modèle Géométrique Inverse) ne sont pas nécessaires ; les contraintes de vitesses et des couples maximaux sont directement déduites des limites physiques des

actionneurs et il n'y a pas de problème de gestion de singularité. Toutefois, lorsque la géométrie de la trajectoire doit être contrôlée, la génération de trajectoire dans l'espace opérationnel est préférée. Car contrairement à la précédente, celle-ci permet de gérer les risques de collision [KDN03].

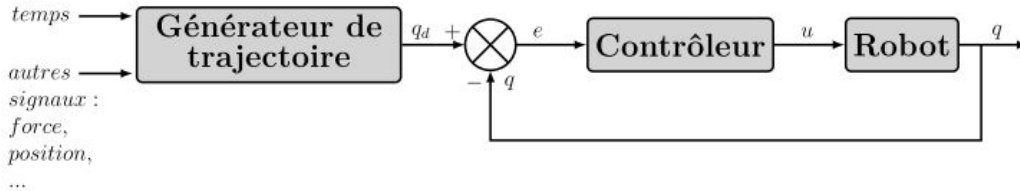


FIGURE II.18 – Génération de trajectoire dans l'espace articulaire [Bah18]

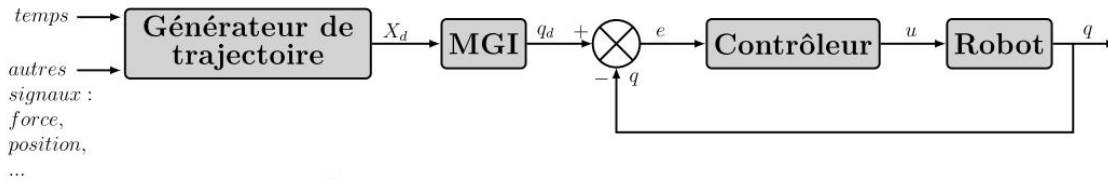


FIGURE II.19 – Génération de trajectoire dans l'espace cartésien [Bah18]

Dans le contexte de la co-manipulation il est indispensable de gérer les collisions et les interactions du robot avec son environnement. La génération de trajectoire dans l'espace opérationnel est donc la plus adaptée.

### 2.3.2 Génération de trajectoire : état de l'art

Kröger [Krö10] présente un état de l'art exhaustif sur les différentes méthodes de génération de trajectoire en-ligne et hors ligne. Les méthodes hors lignes visent à pré-calculer la trajectoire avant de l'exécuter. Alors que les méthodes en-lignes fonctionnent en temps réel. Ces dernières années, grâce à l'importante augmentation des capacités de calcul des ordinateurs, les recherches sur la génération de trajectoire se sont portées principalement sur les méthodes en-lignes.

Le problème de génération de trajectoire est généralement traité comme un problème de satisfaction de contraintes. Brady [Bra+82] cite une base de planification de trajectoire sous contraintes cinématiques (limitation en vitesse et en accélération) entre deux points. On y trouve les courbes polynomiales de degré deux à cinq. En fonction du nombre des contraintes imposées, un type de trajectoires est obtenu. Paul [Pau81] propose une loi d'accélération de type bang-bang, qui est modifiée par Castain [CP84] en loi trapèze. Celles-ci introduisent des mouvements bornés en jerk.

Dans la suite nous présentons brièvement les interpolations polynomiales de degrés trois et cinq, qui sont les modes d'interpolations fréquemment rencontrés.

a) **Spline cubique** Une spline cubique est définie par un polynôme de degré 3. Une loi d'interpolation polynomiale de degré trois peut être utilisée pour satisfaire des contraintes de position  $x(t)$  et de vitesse  $\dot{x}(t)$  entre deux points [Bro11]. La forme générale est définie par l'équation II.8.

$$x(t) = a_0 + a_1t + a_2t^2 + a_3t^3 \quad (\text{II.8})$$

Lorsque les vitesses initiale et finale sont imposées alors les constantes de l'équation II.8 sont définies par l'équation II.9. Avec  $x_i$  et  $x_f$ , respectivement les positions cartésiennes initiale et finale désirées,  $\dot{x}_i$  et  $\dot{x}_f$  leurs premières dérivées,  $t_i$  et  $t_f$  le temps initial et le temps final.

La figure II.20 donne la forme de l'évolution des position, vitesse et accélération cartésiennes d'une interpolation de degré trois.

$$\begin{cases} a_0 = x_i \\ a_1 = \dot{x}_i \\ a_2 = -\frac{\dot{x}_f + 2\dot{x}_i}{(t_f - t_i)^2} + 3\frac{x_f - x_i}{(t_f - t_i)^2} \\ a_3 = \frac{\dot{x}_f + \dot{x}_i}{(t_f - t_i)^2} - 2\frac{x_f - x_i}{(t_f - t_i)^3} \end{cases} \quad (\text{II.9})$$

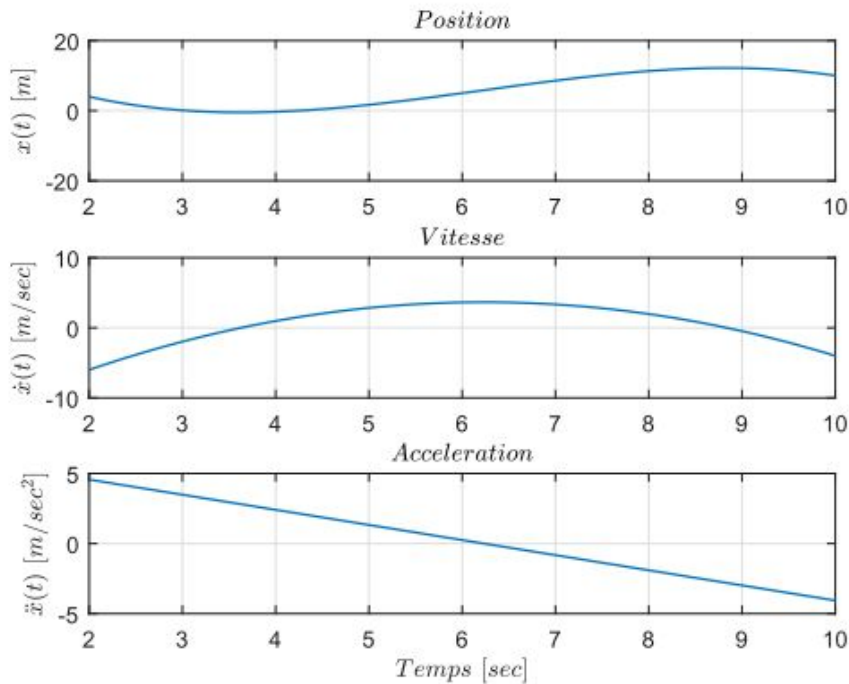


FIGURE II.20 – Trajectoires de position, vitesse et accélération obtenues avec une spline cubique [Bah18]

**b) Spline quintique** La loi d'interpolation de degré cinq peut être utilisée pour satisfaire des contraintes de position, de vitesse et d'accélération [Bro11]. En effet, pour des robots à grande vitesse ou transportant des charges importantes, il est nécessaire d'assurer la continuité des accélérations afin d'éviter d'exciter la structure mécanique [KDN03].

Les constantes de la formule générale de la spline quintique (équation II.10) sont définies selon l'équation II.11.

$$x(t) = a_0 + a_1t + a_2t^2 + a_3t^3 + a_4t^4 + a_5t^5 \quad (\text{II.10})$$

$$\begin{cases} a_0 = x_i \\ a_1 = \dot{x}_i \\ a_2 = \frac{\ddot{x}_i}{2} \\ a_3 = 10 \frac{x_f - x_i}{(t_f - t_i)^3} - 2 \frac{2\dot{x}_f + 3\dot{x}_i}{(t_f - t_i)^2} + \frac{\ddot{x}_f - 3\ddot{x}_i}{2(t_f - t_i)} \\ a_4 = -15 \frac{x_f - x_i}{(t_f - t_i)^4} + \frac{7\dot{x}_f + 8\dot{x}_i}{(t_f - t_i)^3} + \frac{13\ddot{x}_f - 2\ddot{x}_i}{2(t_f - t_i)^2} \\ a_5 = 6 \frac{x_f - x_i}{(t_f - t_i)^5} - 3 \frac{\dot{x}_f + \dot{x}_i}{(t_f - t_i)^4} + \frac{\ddot{x}_f - \ddot{x}_i}{2(t_f - t_i)} \end{cases} \quad (\text{II.11})$$

La figure II.21 présente l'évolution des positions, des vitesses, de l'accélération et du jerk du robot dans l'espace cartésien, dans le cas d'une interpolation quintique.

**c) Loi trapèze** En loi trapèze, la position et la vitesse sont continues. La vitesse est saturée sur un palier ce qui permet aussi de saturer l'accélération et de diminuer le temps de parcours [CP84]. C'est une loi optimale en terme de temps de parcours parmi les lois qui assurent la continuité en vitesse.

Un état de l'art plus dense est proposé par Broquère [Bro11], le lecteur peut donc s'y rapporter. Dans le cadre de nos travaux, nous allons nous intéresser aux méthodes de génération de trajectoire pour satisfaire les contraintes de co-manipulation humain-robot.

### 2.3.3 Gestion des interactions humain-robot, point de vue génération de trajectoire

La gestion des interactions humain-robot point de vue génération de trajectoire consiste à intégrer un planificateur de trajectoire qui permet de traduire l'intention du mouvement de l'opérateur humain en trajectoire de référence envoyée au robot. La génération de trajectoire est effectuée en boucle ouverte avec comme consigne d'entrée l'effort exercé par l'opérateur sur le robot. Ce dernier fait office de boucle de rétroaction visuelle de la position qu'il observe (actuelle) avec celle qu'il souhaite atteindre. Le



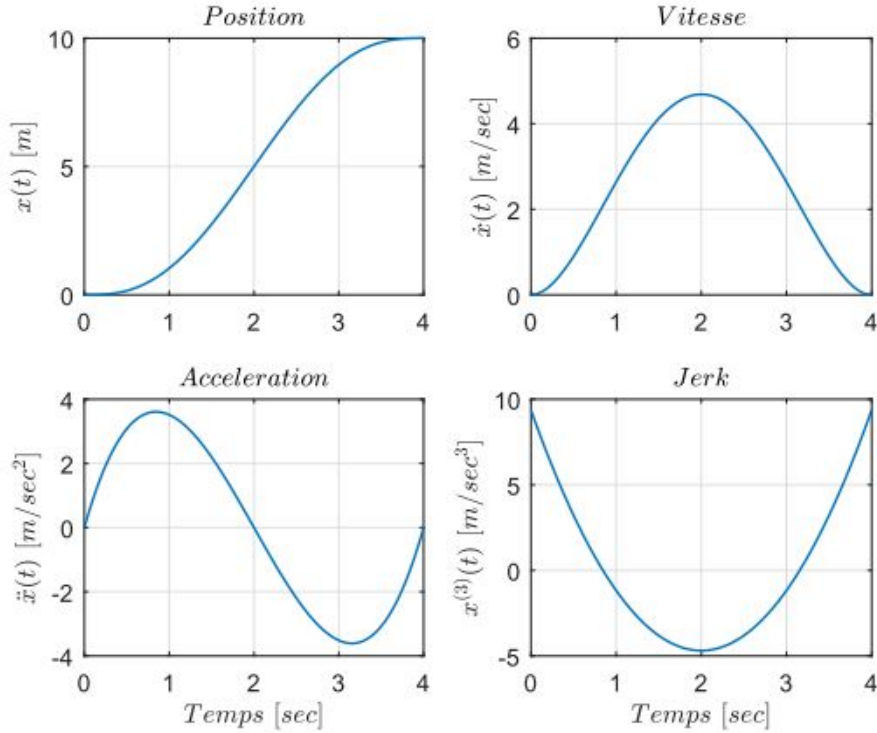


FIGURE II.21 – Trajectoires de position, vitesse, accélération et jerk obtenus avec une spline quintique [Bah18]

contrôleur du robot assure le suivi de cette trajectoire en boucle interne par de lois de commande; telles que le classique Proportionnel-Dérivée (PD)[Kus+01], la commande basée sur l'inversion du modèle dynamique [Sar13] [Bah18], etc. L'intérêt de cette méthode est de pouvoir contrôler le profil de jerk, de l'accélération et de la vitesse amenant à une co-manipulation confortable pour l'opérateur, et générant moins de sensation de choc.

Les travaux visant à élaborer la co-manipulation humain-robot par génération de trajectoire sont peu nombreux. Ceux de Kushida [Kus+01] semblent être les premiers dans ce sens. Il propose un apprentissage de trajectoire par action directe de l'humain sur le robot, grâce à une méthode qu'il appelle *Forcefree Control* (figure II.22). Il génère ainsi des trajectoires articulaires en fonction des efforts extérieurs. La trajectoire articulaire résultante est définie par l'équation II.12, avec  $\Gamma_{ext}$  le couple articulaire induit par les efforts extérieurs et  $k_p$  et  $k_v$  respectivement le gain en position et en vitesse,  $k_\tau$  est la constante de couple.

$$q_d = K_p^{-1} \{ k_v^{-1} k_\tau^{-1} (\Gamma_{ext} + \Gamma_f + \Gamma_g) + \dot{q} \} + q \quad (\text{II.12})$$

Cette méthode permet au robot d'aller d'un point initial à un point final désiré avec

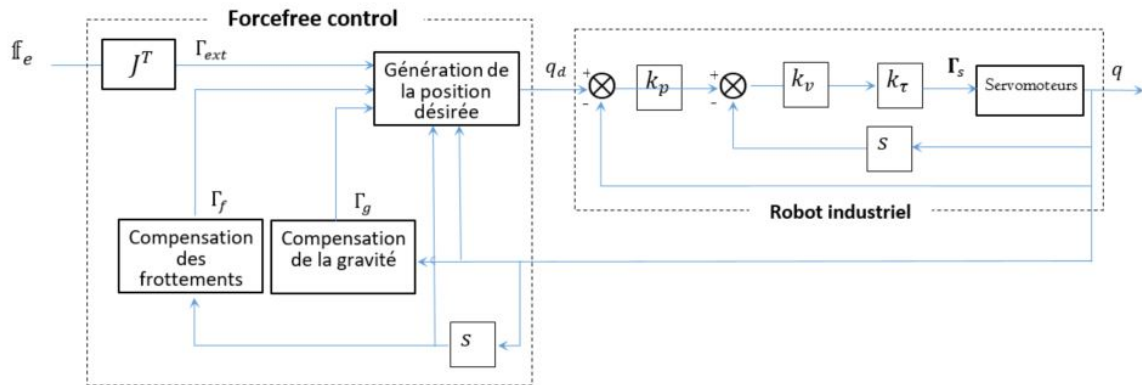


FIGURE II.22 – Schéma de commande proposé par Kushida [Kus+01]

des efforts relativement faibles. Toutefois, les résultats obtenus expérimentalement ne correspondent pas à ceux prédits par la simulation, une très forte imprécision le long du chemin est observée. De plus, la génération de trajectoire dans l'espace articulaire ne favorise pas l'évitement des collisions. D'autres auteurs [Bah18] [Sar13] proposent des méthodes de générations de trajectoire dans l'espace opérationnel.

Bahloul et Sarra proposent de générer la trajectoire dans l'espace opérationnel en se basant sur un postulat de co-manipulation humain-robot transparente [Bah18] [Sar13]. En effet, il considère l'indice de colinéarité entre la vitesse désirée et les efforts appliqués comme point de départ pour générer une trajectoire qui favorise une interaction transparente. Bahloul y ajoute une notion de pénalisation des efforts, permettant au robot de respecter des limites prédéfinies de l'espace de co-manipulation. Il génère ainsi une trajectoire de vitesse suivant les contraintes de l'indice de colinéarité et de la loi d'interpolation de trajectoire qu'il a choisies. L'accélération et la position sont calculées respectivement par dérivation et intégration numérique de la vitesse obtenue. Les différents schémas de commande sont présentés à la figure II.23 et à la figure II.24.

La méthode proposée par Bahloul est complexe à mettre en œuvre pour les translations, elle le sera encore plus pour les rotations qui n'ont pas été étudiées dans son travail. En outre, les résultats expérimentaux ont montré que bien que l'espace d'évolution autorisé pour la co-manipulation soit limité par des butées, le générateur de trajectoire ne permet pas d'intégrer les limites articulaires et les configurations singulières du robot. Il faut également noter que Bahloul et Sarra superposent à la stratégie de génération de trajectoire une loi de commande en impédance. La méthode proposée n'est donc pas uniquement centrée sur une stratégie de génération de trajectoire pour une co-manipulation transparente. Malgré cela, les résultats obtenus ne traduisent pas le comportement mécanique d'un solide dans l'espace lorsqu'il est soumis à des sollicitations en effort, ce qui peut naturellement expliquer le manque de transparence obtenu

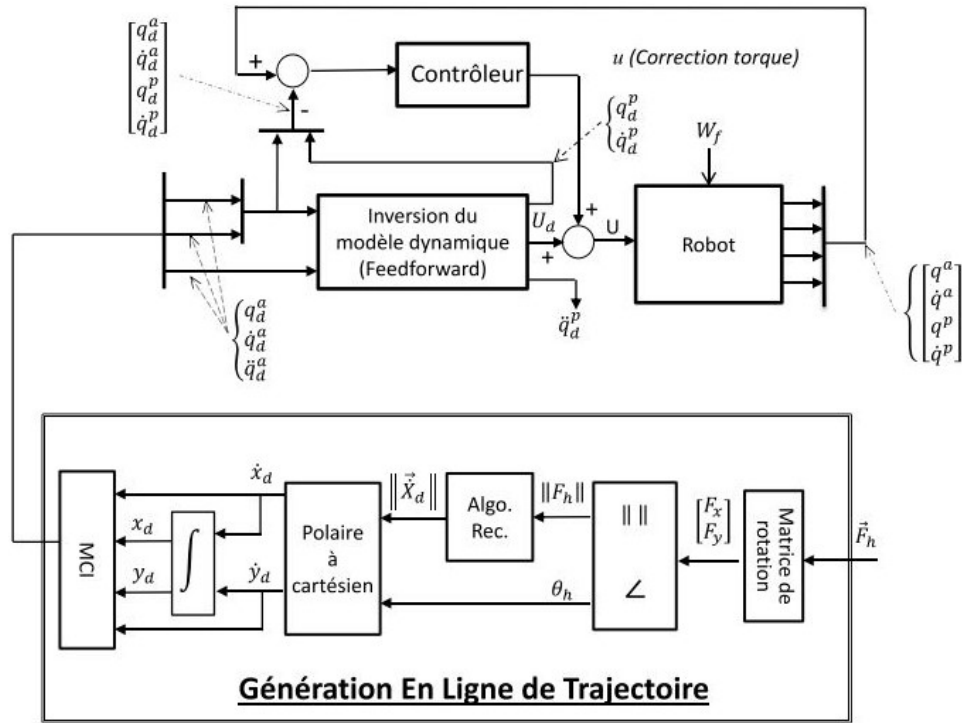


FIGURE II.23 – Structure de commande et générateur de trajectoire pour la co-manipulation proposée par Sarra [Sar13]

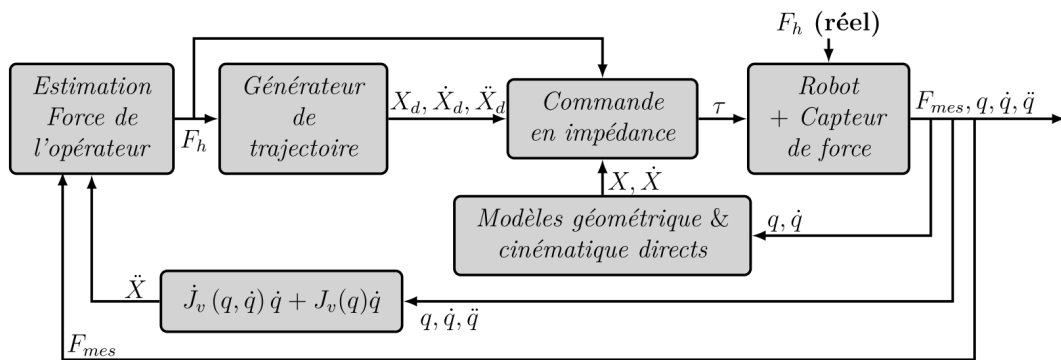


FIGURE II.24 – Stratégie de commande de co-manipulation proposée par Bahloul [Bah18]

lors de la co-manipulation.

## 3 Positionnement par rapport à l'état de l'art et problématique

### 3.1 Constat

L'étude bibliographique met en évidence la co-manipulation parallèle humain-robot comme solution aux TMS des cliniciens échographistes, grâce à une stratégie dite de guidage manuel de la sonde. Toutefois, le guidage manuel d'un robot pour réaliser des tâches dextres, sans apprentissage préalable, est encore impossible à cause du manque de transparence du robot. A ce jour les stratégies d'amélioration de la transparence de la co-manipulation humain-robot reposent sur le réglage des paramètres d'amortissement, d'inertie et de raideur de la commandes en admittance (ou en impédance). De nombreuses stratégies sont mises en place afin d'interpréter au mieux les intentions de l'opérateur et les transmettre au robot. Toutefois, celles-ci semblent insuffisantes. Le défaut majeur est que la gestion des interactions par la commande ne permet pas de maîtriser les profils de vitesse, d'accélération et de jerk. Ce qui ne favorise pas la souplesse du mouvement. Quelques travaux visant à résoudre cet inconvénient consistent en la mise en place de stratégies de génération de trajectoire. Mais la manipulation n'est toujours pas intuitive. En effet, les méthodes proposées en génération de trajectoire ne donnent pas au robot le comportement d'un solide dans l'espace sollicité en effort. Les trajectoires générées ne sont pas en adéquation avec les lois de la mécanique, comme le sont les objets manipulés au quotidien par l'humain.

### 3.2 Verrous scientifiques

Le but de nos travaux de recherche est donc de mettre en place une loi de mouvement temps réel basée sur une méthode de génération de trajectoire représentative des lois de la mécanique. L'objectif est de mettre en place une co-manipulation humain-robot transparente et intuitive (mouvement en translation et en rotation). Ainsi le comportement de l'objet co-manipulé doit se rapprocher de celui d'un objet libre manipulé par l'humain dans l'espace, ce à quoi il est habitué. De ce fait, deux aspects principaux sont abordés.

- La définition d'une stratégie de génération de trajectoire dépendant des efforts appliqués et basée sur les différentes lois de la mécanique newtonienne. Ce qui permettra au clinicien de manipuler la sonde échographique de façon transparente et intuitive.
- L'évaluation de l'influence des paramètres du modèle de génération de trajectoire, qui permettra de dégager une méthodologie de réglage et de mise en œuvre qui

garantissent l'exécution de la tâche par le robot suivant des exigences prédéfinies et qui permette d'ajuster le comportement du robot au ressenti de l'opérateur.

Le dénouement de ces travaux permettra de proposer une méthode de co-manipulation humain-robot transparente et intuitive. Ce qui à long terme permettra de réaliser un dispositif d'assistance à l'examen échographique et à différents autres gestes techniques.

# Chapitre III

## Modélisation et identification des paramètres dynamiques d'un robot Anthropomorphe

### Sommaire

---

<b>1</b>	<b>Présentation du robot</b> . . . . .	<b>54</b>
<b>2</b>	<b>Modélisation géométrique</b> . . . . .	<b>56</b>
2.1	Modèle Géométrique Direct (MGD) . . . . .	56
2.2	Modèle Géométrique Inverse (MGI) . . . . .	58
<b>3</b>	<b>Modélisation dynamique</b> . . . . .	<b>59</b>
3.1	Énergie cinétique et énergie potentielle . . . . .	59
3.2	Frottements secs et visqueux . . . . .	60
<b>4</b>	<b>Identification des paramètres dynamiques</b> . . . . .	<b>61</b>
4.1	Estimation des frottements secs et visqueux . . . . .	62
4.2	Identification quasi-statique . . . . .	68
4.3	Identification des paramètres inertiels . . . . .	71
<b>5</b>	<b>Validation expérimentale</b> . . . . .	<b>74</b>
<b>6</b>	<b>Conclusion</b> . . . . .	<b>77</b>

---

La modélisation et l'identification du comportement mécanique d'un robot sont des étapes nécessaires et importantes afin d'élaborer une stratégie de génération de mouvement. En effet, celles-ci permettent de définir le comportement du robot à l'aide d'équations mathématiques. Ces équations sont ensuite exploitées pour simuler les mouvements du robot pour la conception de la commande par exemple. Il existe différents modèles permettant de caractériser le comportement d'un robot. Pour nos travaux nous nous intéressons aux modèles géométriques et au modèle dynamique. Les méthodes permettant

de les obtenir sont largement traitées dans la littérature [KDN03]. Les travaux de ce chapitre s'appuient sur les méthodes existantes afin de modéliser le TX2 60 et d'identifier ses paramètres dynamiques en vue de développer une méthode de co-manipulation. Les modèles obtenus seront la base d'un simulateur permettant d'étudier les performances de la stratégie de co-manipulation proposées. Ces modèles permettent d'évaluer l'influence du comportement dynamique du robot sur la performance de la stratégie de co-manipulation.

Ainsi dans ce chapitre nous présentons le robot utilisé durant l'étude. Puis, les modèles géométrique et dynamique sont formalisés, avant de procéder à l'identification des paramètres dynamiques et à la validation expérimentale des résultats obtenus.

## 1 Présentation du robot

Le TX2 60 est un robot anthropomorphe de type collaboratif et de charge nominale égale à 3.5 kg. Les caractéristiques géométriques du robot, telles que données par le constructeur, sont présentés sur la figure III.1. Le bras est constitué de six (6) corps supposés rigides et reliés entre eux par des articulations rotoïdes supposés idéales (sans jeu, ni déformation). Il possède 6 degrés de liberté.

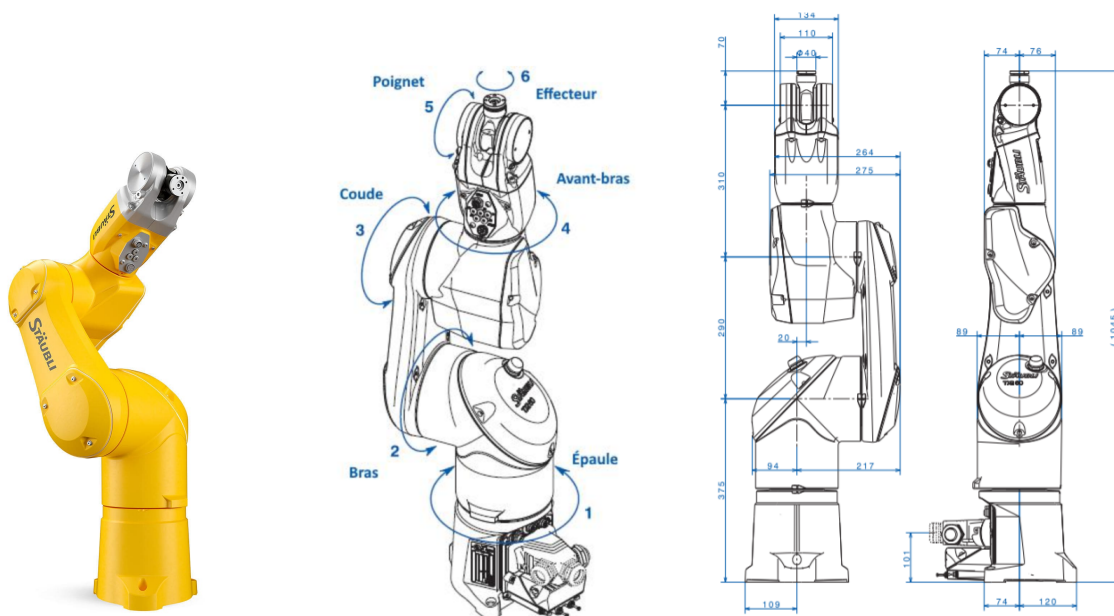


FIGURE III.1 – Robot Stäubli TX2 60

Pour réaliser les modèles mathématiques traduisant les comportements géométrique et dynamique du robot, chaque corps  $C_j$  est associé à un repère  $R_j$  permettant de décrire son comportement par rapport aux autres corps (figure III.2).

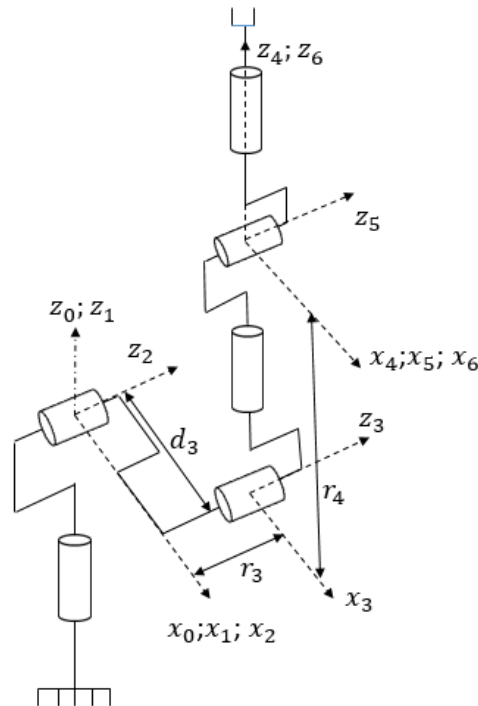


FIGURE III.2 – Placement de repères et notations pour le robot Stäubli TX2 60

La définition de chaque repère se fait selon le formalisme de Denavit-Hatzenberg (DH) modifié par Khalil et Kleinfinger [KDN03], présentée en annexe B.1. Le tableau III.1, aussi appelé tableau de DH, présente les paramètres géométriques du robot, où  $\theta_i$  représente le déplacement angulaire de l'articulation  $i$  du robot. Les autres paramètres sont explicités en annexe B.1. Ils permettent d'établir les modèles géométriques direct et indirect du robot étudié.

Tableau III.1 – Tableau de caractérisation géométrique du TX2 60

j	$\sigma_j$	$\alpha_j$	$d_j$	$\theta_j$	$r_j$
1	0	0	0	$\theta_1$	0
2	0	$-\frac{\pi}{2}$	0	$\theta_2 - \frac{\pi}{2}$	0
3	0	0	$d_3 = 290 \text{ mm}$	$\theta_3 + \frac{\pi}{2}$	$r_3 = 20 \text{ mm}$
4	0	$\frac{\pi}{2}$	0	$\theta_4$	$r_4 = 310 \text{ mm}$
5	0	$-\frac{\pi}{2}$	0	$\theta_5$	0
6	0	$\frac{\pi}{2}$	0	$\theta_6$	$r_6 = 70 \text{ mm}$

Les mouvements des articulations sont générés par des servomoteurs qui, en fonctionnement nominal, fonctionnent sur les plages de vitesse et d'accélération consignées dans le tableau III.2. Toutefois en co-manipulation, la vitesse linéaire maximale du centre de gravité de l'outil étant de  $250 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ , les vitesses de fonctionnement sont donc limitées



à 10% de la vitesse nominale axiale. Ce que nous expliquons plus amplement dans la section 4.1.

Tableau III.2 – Plages de vitesse et d'accélération articulaires du *TX2 60*

Axes	1	2	3	4	5	6
Vitesses nominales ( $rad.s^{-1}$ )	5.25	5.25	7.91	7.52	5.86	12.83
Vitesses maximales ( $rad.s^{-1}$ )	7.59	7.16	9.42	17.37	18.59	25.22
Accélérations nominales ( $rad.s^{-2}$ )	0.463	0.445	1.056	0.812	0.534	1.864

La modélisation mathématique des comportements géométrique et dynamique des robots sériels est largement étudiée dans la littérature. Les ouvrages tels que [San09] [KDN03] [Pau81] traitent explicitement du sujet. Dans ce travail nous nous intéressons à la réalisation des modèles adaptés pour faire la co-manipulation. Ainsi les vitesses limites de fonctionnement sont prises en compte lors de l'identification des paramètres dynamiques par exemple. Tout au long de ce manuscrit le *TX2 60* décrit ci-dessus est l'objet de nos expérimentations. Les travaux menés peuvent facilement être reproduits sur d'autres robots anthropomorphes. Dans la section suivante nous procédons à la modélisation géométrique et dynamique du robot *TX2 60*.

## 2 Modélisation géométrique

Le modèle géométrique est un modèle de transformation entre l'espace opérationnel et l'espace articulaire. Il permet d'exprimer la configuration de l'organe terminal en fonction de la configuration du robot et inversement. Ces modèles sont utilisés dans la commande pour la génération de la consigne ou dans la boucle de retour. Il doit refléter le plus précisément possible le comportement réel de la machine afin d'atteindre la précision attendue dans la réalisation de la tâche.

### 2.1 Modèle Géométrique Direct (MGD)

Le MGD exprime les coordonnées géométriques de l'organe terminal  $\mathbf{X}$ , en fonction des coordonnées articulaires  $\mathbf{q}$  et les paramètres géométriques  $\xi$  du robot (équation III.1).

$$\mathbf{X} = MGD(\mathbf{q}, \xi) \quad (\text{III.1})$$

Il existe plusieurs méthodes pour modéliser géométriquement un robot. L'utilisation d'une méthode adaptée à la morphologie du robot permet de le modéliser de façon systématique [DHE55] [SN71] [Tap17]. La modélisation selon Denavit-Hartenberg est la

plus répandue et c'est celle qu'utilisent la plupart de constructeurs de robots. La méthode Denavit-Hartenberg, modifiée par Khalil et Kleinfinger [KDN03], permet d'éviter certaines ambiguïtés.

La modélisation selon DH fait une description homogène, avec un nombre minimum de paramètres pour des robots à structures mécaniques simples et articulées. Elle permet ainsi de définir les matrices de transformation homogène entre deux corps successifs et d'en déduire, par multiplication de ces matrices, la matrice de transformation de l'effecteur du robot dans le repère fixe (équation III.2). Le calcul de chaque matrice de passage suit l'équation B.1 et est explicité dans [KDN03].

$${}^0\mathbf{T}_6 = {}^0\mathbf{T}_1(q_1) \cdot {}^1\mathbf{T}_2(q_2) \cdot {}^2\mathbf{T}_3(q_3) \cdot {}^3\mathbf{T}_4(q_4) \cdot {}^4\mathbf{T}_5(q_5) \cdot {}^5\mathbf{T}_6(q_6) \quad (\text{III.2})$$

La position cartésienne de l'effecteur se définit par un vecteur position  $\mathbf{P} = [P_x \ P_y \ P_z]$  et l'orientation par une matrice de rotation  $\mathbf{A}$  dont les vecteurs directeurs sont  $\mathbf{s}$ ,  $\mathbf{n}$  et  $\mathbf{a}$ ; tel que :

$${}^0\mathbf{T}_6(\theta) = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{P} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} s_x & n_x & a_x & P_x \\ s_y & n_y & a_y & P_y \\ s_z & n_z & a_z & P_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{III.3})$$

Avec dans notre cas d'étude les termes de la matrice défini suivant l'équation III.4.

$$\begin{aligned} s_x &= C_1 \cdot (C_{23} \cdot (C_4 C_5 C_6 - S_4 S_6) - S_{23} S_5 S_6) - S_1 \cdot (C_5 C_6 S_4 + C_4 S_6) \\ s_y &= S_1 \cdot (C_{23} \cdot (C_4 C_5 C_6 - S_4 S_6) - S_{23} S_5 S_6) + C_1 \cdot (C_5 C_6 S_4 + C_4 S_6) \\ s_z &= S_{23} \cdot (S_4 S_6 - C_4 C_5 C_6) - C_{23} S_5 C_6 \\ n_x &= C_1 \cdot (-C_{23} \cdot (C_4 C_5 S_6 + S_4 C_6) + S_{23} S_5 S_6) + S_1 \cdot (C_5 S_4 S_6 - C_4 C_6) \\ n_y &= S_1 \cdot (-C_{23} \cdot (C_4 C_5 S_6 + S_4 C_6) + S_{23} S_5 S_6) - C_1 \cdot (C_5 S_4 S_6 - C_4 C_6) \\ n_z &= C_{23} S_5 S_6 + S_{23} \cdot (C_4 C_5 S_6 + S_4 C_6) \\ a_x &= C_1 \cdot (S_{23} C_5 + C_{23} C_4 S_5) - S_1 S_4 S_5 \\ a_y &= C_1 S_4 S_5 + S_1 \cdot (C_{23} C_4 S_5 + S_{23} C_5) \\ a_z &= C_{23} C_5 - S_{23} S_5 C_4 \\ P_x &= C_1 \cdot (r_6 \cdot (C_5 S_{23} + C_4 S_5 C_{23}) + r_4 S_{23} + d_3 S_2) - S_1 \cdot (r_3 + r_6 S_4 S_5) \\ P_y &= C_1 \cdot (r_3 + r_6 S_4 S_5) + S_1 \cdot (S_{23} \cdot (r_6 C_5 + r_4) + r_6 C_4 C_{23} S_5 + d_3 S_2) \\ P_z &= -r_6 C_4 S_5 S_{23} + r_6 C_5 C_{23} + C_2 \cdot (d_3 + r_4 C_3) \end{aligned} \quad (\text{III.4})$$

Nous définissons dans ce manuscrit que  $C_i = \cos(\theta_i)$ ,  $S_i = \sin(\theta_i)$ ,  $C_{ij} = \cos(\theta_i + \theta_j)$  et  $S_{ij} = \sin(\theta_i + \theta_j)$ .

La plupart des constructeurs de robot utilisent les coordonnées cartésiennes pour décrire la position du robot. La représentation des orientations n'est pas imposée par une norme. Suivant les constructeurs, la convention peut-être le Roulis-Tangage-Lacet

(*RTL*), Euler ou les quaternions. Stäubli fait le choix des angles de Roulis-Tangage-Lacet pour le *TX2 60* notés conventionnellement  $\psi$ ,  $\theta$ ,  $\phi$ .

Ainsi l'équation III.5 donne l'expression de la matrice de rotation du robot en fonction de ces angles. Les valeurs de  $\psi$ ,  $\theta$ ,  $\phi$  en sont déduites selon la méthode présentée dans [KDN03].

$$\begin{aligned}
s_x &= C_\theta C_\phi \\
s_y &= C_\psi S_\phi + C_\phi S_\psi S_\theta \\
s_z &= S_\psi S_\phi - C_\psi C_\phi S_\theta \\
n_x &= -C_\theta S_\phi \\
n_y &= C_\psi C_\phi - S_\psi S_\theta S_\phi \\
n_z &= C_\phi S_\psi + C_\psi S_\theta S_\phi \\
a_x &= S_\theta \\
a_y &= -C_\theta S_\psi \\
a_z &= C_\psi C_\theta
\end{aligned} \tag{III.5}$$

Le modèle géométrique obtenu est utilisé pour le calcul du modèle dynamique. Il est également implémenté en simulation afin d'analyser la trajectoire générée lors de la co-manipulation. Nous présentons ci-dessous l'élaboration du modèle géométrique inverse.

## 2.2 Modèle Géométrique Inverse (MGI)

Le MGI permet de déterminer les paramètres articulaires d'un robot connaissant la position de son effecteur (équation III.6).

$$\mathbf{q} = MGI(\mathbf{X}, \xi) \tag{III.6}$$

Pour les robots sériels, il existe généralement plusieurs solutions possibles respectant l'équation III.6. Différentes méthodes de calcul sont envisageables pour déterminer ces solutions. La méthode de Pieper [Pie68] permet de résoudre le problème pour les robots à six degrés de liberté possédant trois articulations rotoïdes d'axes concourants ou trois articulations prismatiques. La méthode de Raghavan et Roth [BGF93] donne la solution générale des robots à six articulations à partir d'un polynôme de degré au plus égal à 16. La méthode de Paul [Pau81] traite séparément chaque cas particulier et convient pour la plupart des robots industriels. Elle est adaptée à la modélisation des systèmes sériels à poignet rotule [KDN03]. Elle consiste à pré-multiplier successivement les deux membres de l'équation par la transposée de la matrice de passage  ${}^{j-1}\mathbf{T}_j$  (équation III.7), pour  $j$  variant de 1 à  $n$  ( $n$  étant le nombre de corps du robot). Cette opération permet d'isoler et d'identifier l'une après l'autre les variables articulaires recherchées.

$$\begin{aligned}
 \mathbf{U}_0 &= {}^0\mathbf{T}_1(q_1) \cdot {}^1\mathbf{T}_2(q_2) \cdots {}^{n-1}\mathbf{T}_n(q_n) \\
 {}^1\mathbf{T}_0(q_1)\mathbf{U}_0 &= {}^1\mathbf{T}_2(q_2) \cdots {}^{n-1}\mathbf{T}_n(q_n) \\
 &\quad \vdots \\
 {}^{n-1}\mathbf{T}_{n-2}(q_{n-1})\mathbf{U}_{n-2} &= {}^{n-1}\mathbf{T}_n(q_n)
 \end{aligned} \tag{III.7}$$

Ainsi, pour l'élaboration du modèle géométrique inverse du *TX2 60*, nous utilisons la méthode de Paul. La démarche de calcul et les résultats obtenus sont détaillés en annexe B.2 du fait de leur nombre important. Le résultat du modèle géométrique inverse est utilisé en simulation pour calculer le retour de positions articulaires en fonction de la position cartésienne générée par l'algorithme de co-manipulation. Le modèle dynamique quant à lui permet d'étudier le comportement dynamique du robot lorsqu'il est guidé manuellement. Ainsi dans la section suivante nous établissons ce modèle.

### 3 Modélisation dynamique

Le modèle dynamique permet d'établir la relation entre les efforts appliqués aux articulations et les caractéristiques de mouvement du robot (les positions, les vitesses, les accélérations articulaires). Il dépend des paramètres dynamiques intrinsèques au robot  $\chi$ , qui sont souvent à identifier (équation III.8).

$$\mathbf{\Gamma} = f(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}, \chi) \tag{III.8}$$

Il existe deux méthodes principales pour formaliser le modèle dynamique. La méthode basée sur le principe fondamental de la dynamique issue du formalisme d'Euler-Newton et la méthode énergétique basée sur les équations de Lagrange. Les modèles obtenus dans un cas ou dans l'autre sont complexes. Ceux utilisant le formalisme d'Euler sont souvent plus rapides car ils reposent sur un algorithme récursif. Alors que ceux utilisant le lagrangien, plus chers en temps de calcul, sont plus complets et précis [KDN03]. Le formalisme de Lagrange permet d'établir des modèles riches pour l'analyse des lois de commande en termes de performances, de stabilité et de robustesse. Ainsi nous utilisons ce formalisme pour la modélisation dynamique du *TX2 60*.

#### 3.1 Énergie cinétique et énergie potentielle

Le formalisme de Lagrange décrit le couple exercé par chaque articulation  $j$ , en termes de l'énergie cinétique  $E$  et de l'énergie potentielle  $U$ . Avec  $L$ , le lagrangien du système, qui s'écrit :  $L = E - U$ . Dans le cas d'un robot à structure ouverte, en supposant que les efforts extérieurs qui s'exercent sur le système sont nuls, les équations de mouvement se calculent en établissant des relations entre les couples articulaires et

les dérivées du Lagrangien. La détermination de ce modèle revient à calculer l'énergie cinétique, l'énergie potentielle du système et leurs dérivées par rapport aux paramètres généralisés, qui sont les coordonnées articulaires (équation III.9).

$$\Gamma_i = \frac{d}{dt} \left( \frac{\partial E(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \chi)}{\partial \dot{q}_j} \right) - \frac{\partial E(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \chi)}{\partial q_j} + \frac{\partial U(\mathbf{q}, \chi)}{\partial q_j} \quad (\text{III.9})$$

Nous utilisons la toolbox symbolique de MATLAB afin de déterminer systématiquement les expressions de l'énergie cinétique  $E$  et de l'énergie potentielle  $U$  du système. Les détails de calcul sont en annexe B.3. Grâce à la même Toolbox, nous dérivons le Lagrangien par rapport aux paramètres généralisés, permettant ainsi d'obtenir les couples articulaires sous la forme de l'équation III.10 :

$$\mathbf{\Gamma} = \mathbf{A}(\mathbf{q}, \chi) \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \chi) + \mathbf{Q}(\mathbf{q}, \chi) \quad (\text{III.10})$$

Avec

- $\mathbf{A}(\mathbf{q}, \chi)$  la matrice d'inertie du robot ;
- $\mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \chi)$  sa matrice de Coriolis, telle que  $\mathbf{C} = \dot{\mathbf{A}}(\mathbf{q}, \chi) \dot{\mathbf{q}} - \frac{\partial \mathbf{E}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \chi)}{\partial \mathbf{q}}$
- et  $\mathbf{Q}(\mathbf{q}, \chi)$  est le vecteur des forces généralisées avec  $\mathbf{Q} = \frac{\partial \mathbf{U}(\mathbf{q}, \chi)}{\partial \mathbf{q}}$

La mise en mouvement d'un corps en contact avec un autre impose d'appliquer un effort minimum liés aux frottements. Les frottements non compensés provoquent des erreurs statiques, des retards et des cycles limites [KDN03]. Il est donc important de les caractériser et de les ajouter au modèle défini à l'équation III.10.

### 3.2 Frottements secs et visqueux

Les modèles de frottement utilisés couramment peuvent être répertoriés suivant deux familles : les modèles de frottements statiques et les modèles de frottements dynamiques. En pratique et particulièrement en robotique, seuls les modèles statiques sont utilisés du fait de la simplicité de leur expression et de la qualité convenable de l'approximation du frottement [Bor09].

De nombreuses études sont menées dans le but de caractériser les frottements statiques, différents modèles sont proposés dans la littérature (annexe C.1). En robotique, les frottements statiques sont généralement représenté par un frottement sec suivant la lois de Coulomb et un frottement visqueux. Il s'écrit selon l'équation III.11 où  $\mathbf{f}_f$  est l'effort de frottement avec  $\mathbf{F}_s$  la matrice diagonale des coefficients de frottement sec par axe,  $\mathbf{F}_v$  celle des coefficients de frottement visqueux et  $\mathbf{v}$  la valeur algébrique du vecteur vitesse relative de glissement.

$$\mathbf{f}_f = \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\mathbf{v}) + \mathbf{F}_v \cdot \mathbf{v} \quad (\text{III.11})$$

Ainsi le formalisme du modèle dynamique du *TX2 60* devient :

$$\mathbf{\Gamma} = \mathbf{A}(\mathbf{q}, \chi) \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{C}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \chi) + \mathbf{Q}(\mathbf{q}, \chi) + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\mathbf{v}) + \mathbf{F}_v \cdot \mathbf{v} \quad (\text{III.12})$$

Le formalisme du modèle dynamique étant défini, il dépend des paramètres dynamiques intrinsèques du robot dont il convient de déterminer la valeur. Ainsi dans la section suivante, nous procédons à l'identification des paramètres dynamiques du *TX2 60*.

## 4 Identification des paramètres dynamiques

Afin d'estimer les paramètres dynamiques d'un robot, trois approches sont envisagées dans la littérature [JJ15] [GB14] [Kha+09] [SI87] : l'estimation par mesures directes, l'estimation par calcul et l'identification. Toutefois les robots industriels étant difficiles à démonter et les modèles CAO pas assez exhaustifs, la solution adoptée par la plupart des roboticiens est l'identification par mesure des couples moteurs appliquées lors de la réalisation d'une trajectoire [GB14] [Hag13]. Ils utilisent la propriété de linéarité du modèle dynamique par rapport aux paramètres inconnus pour les déterminer.

L'identification consiste à déterminer les valeurs de la matrice de paramètres  $\chi = [\chi^1 \dots \chi^n]$ , où  $n$  est le nombre de corps du robot et  $\chi^j$  est défini suivant l'équation III.13. Sachant que  $xx_j$ ,  $yy_j$  et  $zz_j$  qui sont les moments d'inertie du corps  $j$  ;  $xy_j$ ,  $xz_j$  et  $yz_j$  ses produits d'inerties ;  $Mx_j$ ,  $My_j$  et  $Mz_j$  sont les moments d'inertie d'ordre un du corps  $C_j$  autour du repère  $R_j$  ;  $M_j$  est la masse de  $C_j$  ;  $Ia_j$  est le moment d'inertie de l'actionneur  $j$  et de son réducteur ramenés sur l'axe de l'articulation ;  $f_{sj}$  et  $f_{vj}$  sont respectivement les coefficients de frottement sec et visqueux de l'articulation  $j$ .

$$\chi^j = [xx_j \ xy_j \ xz_j \ yy_j \ yz_j \ zz_j \ Mx_j \ My_j \ Mz_j \ M_j \ Ia_j \ f_{sj} \ f_{vj}]^T \quad (\text{III.13})$$

L'identification se réalise généralement en trois étapes [D'H17] [Kha+09] :

- La formalisation du modèle, faite dans la section précédente ;
- La construction d'un système d'équations linéaires surdéterminées, équation III.14, où  $\mathbf{W}$  est la matrice d'observation de dimension  $r \times c$ ,  $r \gg c$  et  $\boldsymbol{\rho}$  est le vecteur des erreurs.

$$\mathbf{Y}(\mathbf{\Gamma}, \dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{W}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) \cdot \chi + \boldsymbol{\rho} \quad (\text{III.14})$$

Elle se fait en appliquant le modèle d'identification à un nombre suffisant de points le long de certaines trajectoires du robot. Le choix du mouvement d'excitation est déterminant pour la qualité de l'identification. Un mouvement quelconque ne permet pas toujours d'exciter tous les paramètres, ce qui induit un problème de conditionnement du système linéaire de l'équation III.14.

- Et enfin l'estimation des valeurs des paramètres à l'aide de techniques de régression linéaires. L'écart-type relatif  $\sigma_{\hat{\chi}_j}\%$ , égal à  $100 \times \sigma_{\hat{\chi}_j}/|\hat{\chi}_j|$ , peut être utilisé comme critère pour déterminer la qualité de l'estimation de chaque paramètre. Sachant que  $[\sigma_{\hat{\chi}_j}]^2 = C_{\hat{\chi}_j j}$  et que la formule de la variance-covariance ( $C_{\hat{\chi}}$ ) est définie à l'équation III.15 et celle de l'écart-type ( $\sigma_\rho$ ) à l'équation III.16.

$$\mathbf{C}_{\hat{\chi}} = E[(\chi - \hat{\chi})(\chi - \hat{\chi})^T] = \mathbf{W}^+ \mathbf{C}_\rho (\mathbf{W}^+)^T = \sigma_\rho^2 \cdot (\mathbf{W}^T \mathbf{W})^{-1} \quad \text{et} \quad \text{(III.15)}$$

$$\sigma_\rho^2 = \frac{\|\mathbf{Y} - \mathbf{W}\hat{\chi}\|^2}{(r - c)} \quad \text{(III.16)}$$

Dans le cas du TX2 60 le nombre de paramètres à déterminer est élevé; 13 pour chacun des corps, soit 78 paramètres. Afin de nous soustraire de la contrainte liée à la sélection du mouvement excitant en cherchant un conditionnement convenable de la matrice d'observation, nous choisissons de procéder à une identification par groupe. Afin de définir la trajectoire excitatrice, une approche d'identification présentée dans [Van95] consiste à utiliser plusieurs mouvements sensibilisants qui mettent en évidence des phénomènes physiques tels que l'inertie, la gravité ou les frottements. Dans le même cas de figure, nous proposons une identification tenant compte des phénomènes physiques et de l'application visée. Ainsi, dans un mouvement de co-manipulation, les axes bougent à une vitesse relativement faible. Les paramètres les plus influents sont donc les frottements, les paramètres de masse et de position du centre de masse de chaque corps, les inerties intervenant très peu. De ce fait, dans un premier temps nous choisissons d'identifier ces paramètres en priorité afin de gagner en précision sur les couples théoriques dans une situation de co-manipulation, et enfin nous déterminons les inerties.

## 4.1 Estimation des frottements secs et visqueux

Afin de déterminer les coefficients de frottement sec et visqueux de chaque axe du robot, nous faisons une régression linéaire sur la mesure des couples moteurs en fonction des vitesses articulaires. Plus concrètement ceci revient à solliciter axe par axe le robot à vitesse constante; d'enregistrer le couple expérimental obtenu; puis de reproduire la même expérience pour différentes valeurs de vitesses admissibles sur l'axe; et enfin d'étudier l'évolution des couples en fonction des vitesses.

#### 4.1.1 Mesures expérimentales pour caractériser les frottements

Afin de caractériser les frottements sur chaque articulation, nous sollicitons individuellement chaque axe à des vitesses données. La position articulaire initiale du robot est la même pour tous les essais ( $\mathbf{q} = [0; 0; 0; 0; 0; 0]$ , figure III.3) et nous faisons varier chaque axe individuellement, selon les trajectoires consignées dans le tableau III.3. Pour la même trajectoire faite par l'articulation, différents essais sont réalisés en faisant varier la consigne de vitesse. Pour une même position  $\mathbf{q}$  choisie sur la trajectoire, les valeurs de la vitesse et du couple correspondant sont relevées pour chacun des essais.



FIGURE III.3 – Position initiale pour les essais de caractérisation des frottements

Tableau III.3 – Trajectoires excitatrices pour l'identification des frottements

Axes	Epaule (1)	Bras (2)	Coude (3)
Mouvement excitant	$q_1 : 0 \rightarrow \frac{\pi}{2} \rightarrow 0$	$q_2 : 0 \rightarrow \frac{\pi}{2} \rightarrow 0$	$q_3 : 0 \rightarrow \frac{\pi}{2} \rightarrow 0$
Axes	Avant-bras (4)	Poignet (5)	Effecteur (6)
Mouvement excitant	$q_4 : 0 \rightarrow \pi \rightarrow 0$	$q_5 : 0 \rightarrow \frac{\pi}{2} \rightarrow 0$	$q_6 : 0 \rightarrow \frac{\pi}{2} \rightarrow 0$

Expérimentalement plusieurs séries de mesure sont effectuées. La génération des mouvements utilise l'interpolateur du contrôleur *CS9* de Stäubli. Chacun des axes est sollicité à vitesse constante, variant entre 0.1% et 100% de la vitesse nominale de l'axe. Les relevés sont fait en un point sur la trajectoire tel que  $\dot{q}_j = cte$ ,  $\dot{q}_{i \neq j} = 0$  et  $\ddot{q}_{i=1...6} = 0$ , ainsi les inerties n'interviennent pas. On choisit de négliger les effets de Coriolis. L'expression de la dynamique du robot au point choisi est défini suivant l'équation III.17.

$$\Gamma = \mathbf{Q}(\mathbf{q}, \chi) + \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\mathbf{v}) + \mathbf{F}_v \cdot \mathbf{v} \quad (\text{III.17})$$

Plus concrètement, nous présentons ci-dessous un essai expérimental effectué afin de caractériser les frottements sur l'axes 3 du *TX2 60*. Le robot est mis en mouvement suivant la trajectoire présentée dans le tableau III.3 pour un mouvement unique



du coude. De ce fait, le robot part de sa position initiale  $\mathbf{q}_i = [0; 0; 0; 0; 0; 0]$  jusqu'à sa position finale  $\mathbf{q}_f = [0; 0; \pi/2; 0; 0; 0]$ , puis revient à la position  $\mathbf{q}_i = [0; 0; 0; 0; 0; 0]$ . La vitesse est réglée à 1% de la vitesse nominale de l'axe, soit environ  $0.0791 \text{ rad.s}^{-1}$  d'après le tableau III.2. A la fin du mouvement, les positions et les couples sont enregistrés à partir du contrôleur avec une fréquence d'échantillonnage de  $250 \text{ Hz}$ . Les vitesses et les accélérations sont calculées grâce aux données de positions et de la période d'échantillonnage. Les données collectées présentant des bruits sont filtrées afin d'éliminer les hautes et basses fréquences. Pour ce faire, un filtre passe-bas à phase nulle et d'ordre 1 est utilisé, par association des fonctions *Butter* et *filtfilt* de MATLAB. La fonction " $[a, b] = \text{butter}(n, Wn)$ " renvoie les coefficients  $a$  et  $b$  de la fonction de transfert d'un filtre de Butterworth numérique passe-bas d'ordre  $n$ , avec une fréquence de coupure normalisée  $Wn$ . La fonction " $y = \text{filtfilt}(b, a, x)$ " effectue un filtrage numérique à phase zéro, en traitant les données d'entrée  $x$  dans les deux sens, avant et arrière. Les trajectoires ainsi obtenues sont présentés à la figure III.4. Sachant que  $q(:, j)$ ,  $dq(:, j)$  et  $ddq(:, j)$  correspondent respectivement aux positions, vitesses et accélérations de l'articulation  $j$  tout au long du mouvement.

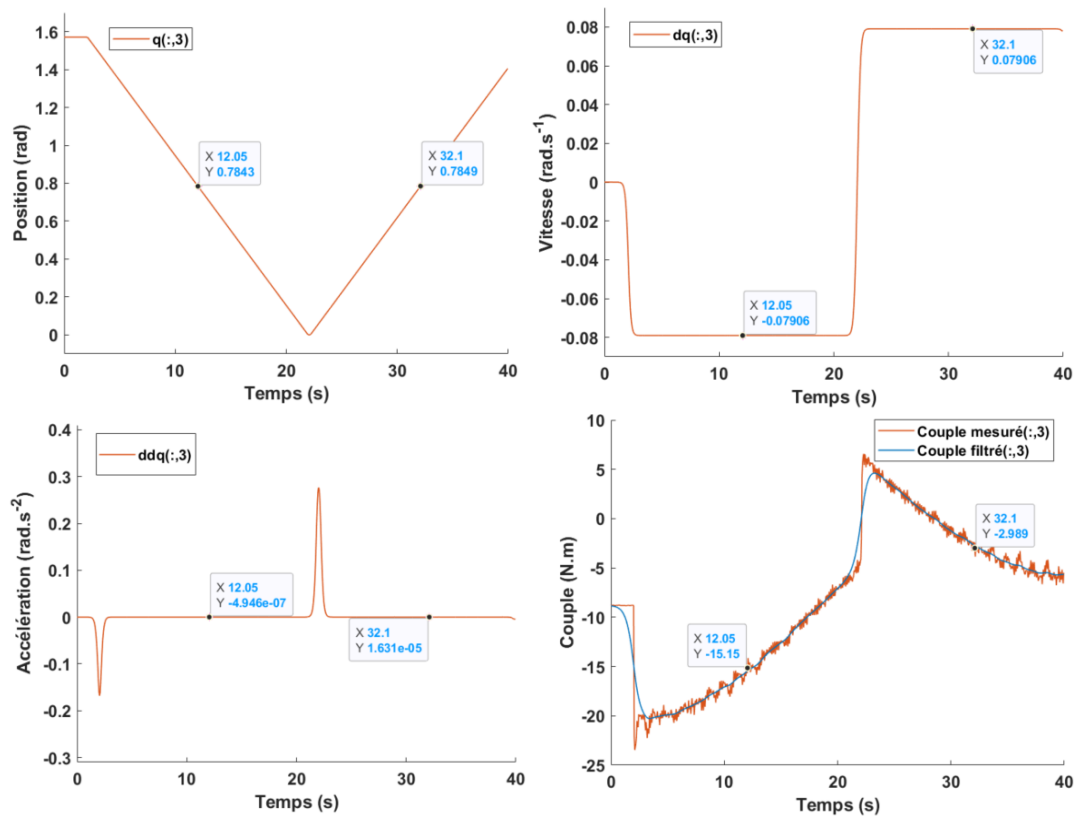


FIGURE III.4 – Trajectoires de position, de vitesse, d'accélération et de couple sur un mouvement ne sollicitant que l'articulation 3 du robot

Ainsi pour une valeur positive et négative de la vitesse, on relève les couples expéri-

mentaux correspondants en veillant à le faire pour une même position du robot comme l'illustre la figure III.4, afin de garder le terme de gravité ( $Q(q, \chi)$ ) de l'équation III.17 constant. Le même essai sur l'axe 3 est reproduit pour différentes valeurs de la vitesse, comme l'illustre le tableau III.5, des couples en fonction des vitesses.

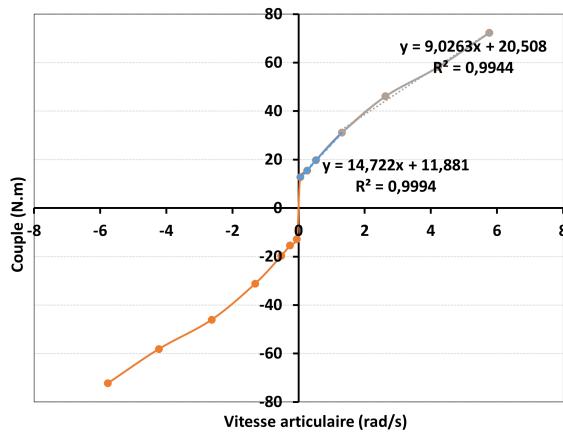
Tableau III.4 – Valeurs de caractérisation de frottement sur l'axe 3

vitesse(%)	vitesse(rad/s)	Couple(N.m)
-100	-8.18	-57.859
-75	-6.658	-51.509
-50	-3.9	-40.804
-25	-2.015	-28.789
-10	-0.8	-21.522
-5	-0.32	-17.63
1	-0.079	-15.15
-0.1	-0.008	-13.959
0.1	0.008	-3.06
1	0.079	-2.49
5	0.3958	0.862
10	0.7902	4.663
25	1.965	12.22
50	3.975	23.45
75	6.289	34.49
100	8.438	41.25

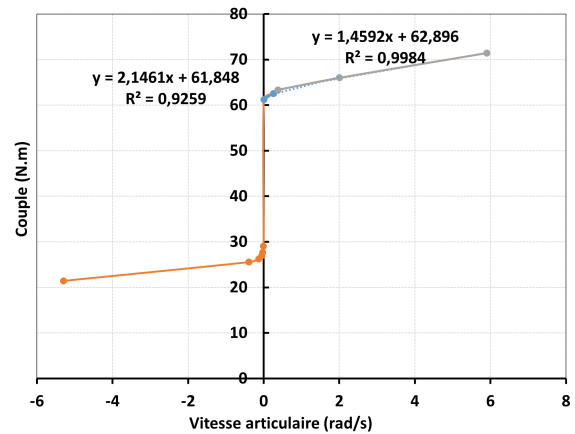
A partir de ces valeurs, nous traçons l'évolution des couples en fonction des vitesses, permettant ainsi de caractériser les coefficients de frottement sec et visqueux sur l'axe 3 (figure III.5c). Des essais de mêmes types sont réalisés pour chacune des articulations du robot. Grâce à ces séries de mesures, nous pouvons tracer l'évolution des couples articulaires en fonction des vitesses articulaires, pour chacun des axes du robot. La figure III.5 présente les caractéristiques obtenues; et ainsi identifier les coefficients de frottement sec et visqueux à chacune des articulations du robot.

#### 4.1.2 Identification des frottements

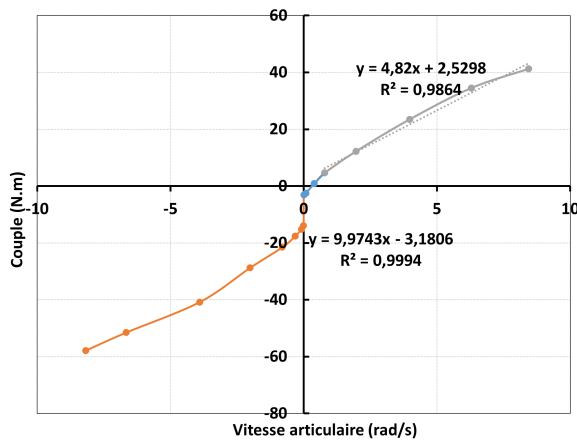
En considérant la position initiale de chaque expérience présentée à la figure III.3 et en supposant l'effet du poids nul sur les axes 1, 4 et 6 dans la position de départ des trajectoires, le couple mesuré sur ces axes ne dépend pas du poids. L'équation régissant leur mouvement se simplifie en la formule III.18. Ainsi, une droite d'approximation linéaire suffit pour obtenir la valeur du frottement sec (l'ordonnée à l'origine) et celle



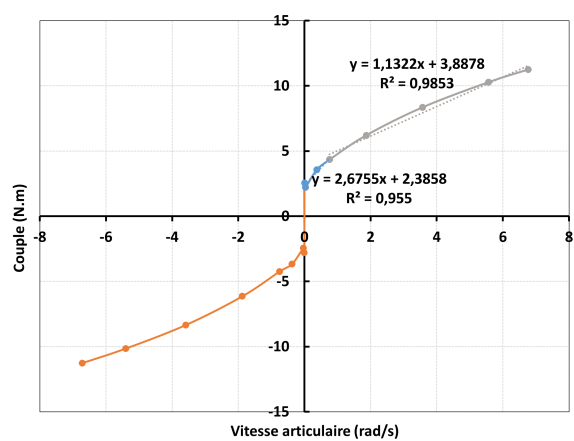
(a) Frottements sur l'axe 1



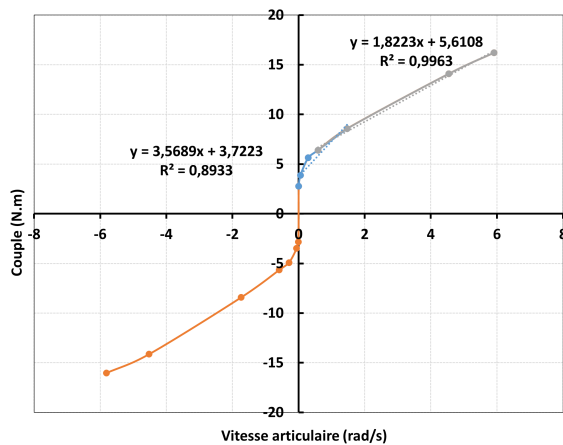
(b) Frottements sur l'axe 2



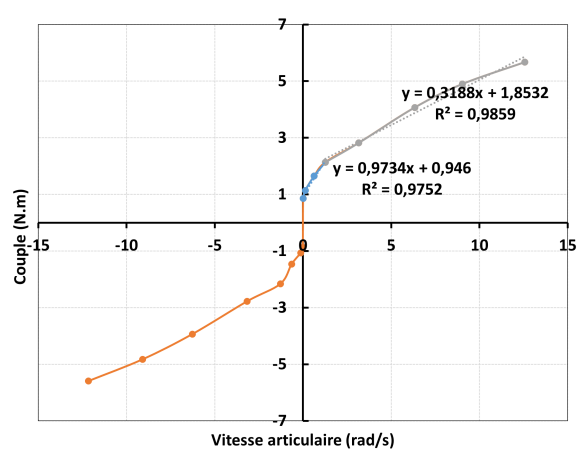
(c) Frottements sur l'axe 3



(d) Frottements sur l'axe 4



(e) Frottements sur l'axe 5



(f) Frottements sur l'axe 6

FIGURE III.5 – Caractérisation des frottements secs et visqueux

du frottement visqueux (le coefficient directeur) sur l'articulation, voir respectivement les figures III.5a, III.5d et III.5f, pour chacun des axes.

$$\mathbf{\Gamma} = \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(v) + \mathbf{F}_v \cdot v \quad (\text{III.18})$$

Toutefois, les couples mesurés sur les axes 2, 3 suivent la loi de comportement de l'équation III.17. Nous pensons qu'une précharge numérique a été mise en place par le constructeur pour compenser les couples de gravité. La valeur correspondante à ce terme doit donc être déduite des couples mesurés pour déterminer le frottement sec, sachant que la courbe caractéristique des frottements est centrée sur zéro.

D'autre part, les courbes obtenues sur chacun des axes pour identifier les frottements présentent une forte non linéarité pour les faibles vitesses. Étant donné le domaine de co-manipulation pour lequel est employé le TX2 60 dans ces travaux, l'objectif est de réaliser une identification des paramètres de frottement du robot pour des plages de vitesses faibles, cohérentes avec les contraintes de la cobotique. Sachant d'une part que la vitesse linéaire maximale du point central de l'outil est définie par la norme à  $V_c = 250 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$  en co-manipulation et connaissant le rayon maximal par axe ( $r_j$ ), nous pouvons déterminer la vitesse maximale par axe admissible en co-manipulation, notée  $\omega_{jc}$ , par la formule III.19. Connaissant d'autre part leur vitesse nominale (tableau III.2), nous déterminons à quel pourcentage de la vitesse nominale axiale correspond  $\omega_{jc}$ . Le résultat est consigné dans la dernière ligne du tableau III.5.

$$\omega_{jc} = V_c / r_j \quad (\text{III.19})$$

Tableau III.5 – Vitesse maximale par axe en co-manipulation

Axe	1	2	3	4	5	6
$r_j$ (m)	0.67	0.67	0.38	0.07	0.07	–
$\omega_{jc}$ (rad.s <sup>-1</sup> )	0.3731	0.3731	0.6579	3.5714	3.5714	12.83
$\omega_{jn}$ (rad.s <sup>-1</sup> )	5.25	5.25	7.91	7.52	5.86	12.83
$\omega_{jc} \times 100 / \omega_{jn}$ (%)	7.1067	7.1067	8.3173	–	–	–

En ce qui concerne les axes 1, 2 et 3, la vitesse maximum atteinte par chaque axe en co-manipulation est inférieure à 10% de la vitesse nominale. Pour les axes 4, 5 et 6, leur faible rayon axial fait qu'ils limitent très peu le déplacement linéaire de l'effecteur. La norme ne donne pas de limite en vitesse de rotation de ces axes pour la co-manipulation alors qu'une vitesse de rotation trop importante ne peut pas être tolérée pour garantir la sécurité de l'opérateur. Nous choisissons donc de limiter ces axes à une vitesse de 10% de la vitesse nominale.

Ainsi les coefficients de frottements secs et visqueux correspondant aux mouvements de co-manipulation sont obtenus, pour chaque axe, par approximation linéaire des courbes à des vitesses comprises entre 0% et 10% de la vitesse nominale de chaque

axe. Le résultat correspondant à cette identification est consigné dans le tableau III.6. Avec  $R^2$  le coefficient de détermination graphique. Plus le coefficient de détermination se rapproche de 0, plus le nuage de points se disperse autour de la droite de régression ; au contraire, plus le coefficient tend vers 1, plus le nuage de points se resserre autour de la droite de régression, meilleure est l'estimation.

Tableau III.6 – Valeurs des frottements par axe

$f_s$ (N.m)	Estimation	$f_v$ (N.m.s.rad <sup>-1</sup> )	Estimation	$R^2$
$f_{s1}$	11.88	$f_{v1}$	14.72	1
$f_{s2}$	13.43	$f_{v2}$	2.15	0.93
$f_{s3}$	6.81	$f_{v3}$	9.98	0.99
$f_{s4}$	2.39	$f_{v4}$	2.67	0.96
$f_{s5}$	3.72	$f_{v5}$	3.57	0.89
$f_{s6}$	0.95	$f_{v6}$	0.97	0.98

Nous pouvons constater sur la figure III.5 que pour les plages de vitesses élevées, la droite d'approximation linéaire ne donne pas les mêmes coefficients de frottement que celle approximant à petites vitesses. Une étude plus approfondie pourrait être menée afin d'expliquer plus exactement le phénomène de frottement sur le TX2 60 à faible vitesse.

Connaissant les paramètres de frottement, nous pouvons procéder à l'identification des paramètres de masses et des positions du centre de masse des différents corps du robot.

## 4.2 Identification quasi-statique

L'identification quasi-statique consiste à déterminer les paramètres de masse  $M_j$  et les positions de centre de masse des corps  $j$ . Ces paramètres sont prépondérants lorsque l'accélération et la vitesse sont très faibles. Dans ce cas, les paramètres d'inerties n'influencent pas le mouvement. Les moteurs développent alors le couple nécessaire pour supporter le poids sur l'axe et pour le mettre en mouvement malgré le frottement (figure III.6).

La détermination des paramètres quasi-statiques se fait généralement par regroupement avec les paramètres dynamiques et par estimation à l'aide de méthodes de régression linéaire [JJ15] [GB14] [Hag13] [Kha+09]. Dans notre travail nous proposons d'identifier séparément ces paramètres, beaucoup plus influants que les inerties en co-manipulation. Pour ce faire, le robot est sollicité dans un mouvement quasi-statique sur une trajectoire définie. Puis, à partir de l'équation de la dynamique, à des points choisis

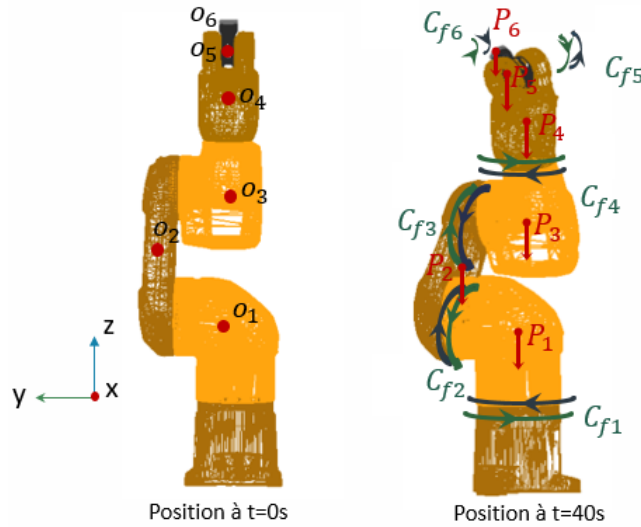


FIGURE III.6 – Représentation des couples qui s'exercent sur le robot pendant le mouvement quasi-statique

sur la trajectoire, il est possible de former des systèmes d'équations dont les inconnues sont les paramètres à identifier. Ces étapes sont présentées par la suite.

#### 4.2.1 Mesures expérimentales pour l'identification des paramètres quasi-statiques du TX2 60

Afin d'exciter les paramètres quasi-statiques uniquement, le robot est mis en mouvement à 0.5% de sa vitesse nominale et 1% de son accélération, selon les données de positions, de vitesses et d'accélération articulaires présentées dans le tableau (tableau III.7) ; les trajectoires correspondantes sont illustrées à la III.7. Afin d'éliminer les bruits de mesure sur l'accélération et les couples expérimentaux, nous effectuons un filtrage passe-bas à phase nulle, d'ordre 1 et de fréquence de coupure 0.5, grâce aux fonctions *Butter* et *Filtfilt*.

Tableau III.7 – Trajectoire excitatrice en degré

Données articulaires	$q_1$	$q_2$	$q_3$	$q_4$	$q_5$	$q_6$
$q_{initiale}(rad)$	0	0	0	0	0	0
$q_{finale}(rad)$	90	-60	90	90	90	90
$\%V_{nominale}(rad.s^{-1})$	0.0265	0.0265	0.0395	0.0375	0.0295	0.0650
$\%A_{nominale}(rad.s^{-2})$	0.005	0.004	0.011	0.008	0.005	0.019

Les vitesses sont très faibles et l'accélération peut être considérée comme nulle, de plus les effets de Coriolis sont négligés. Le mouvement se définit alors par l'équation

## III.20.

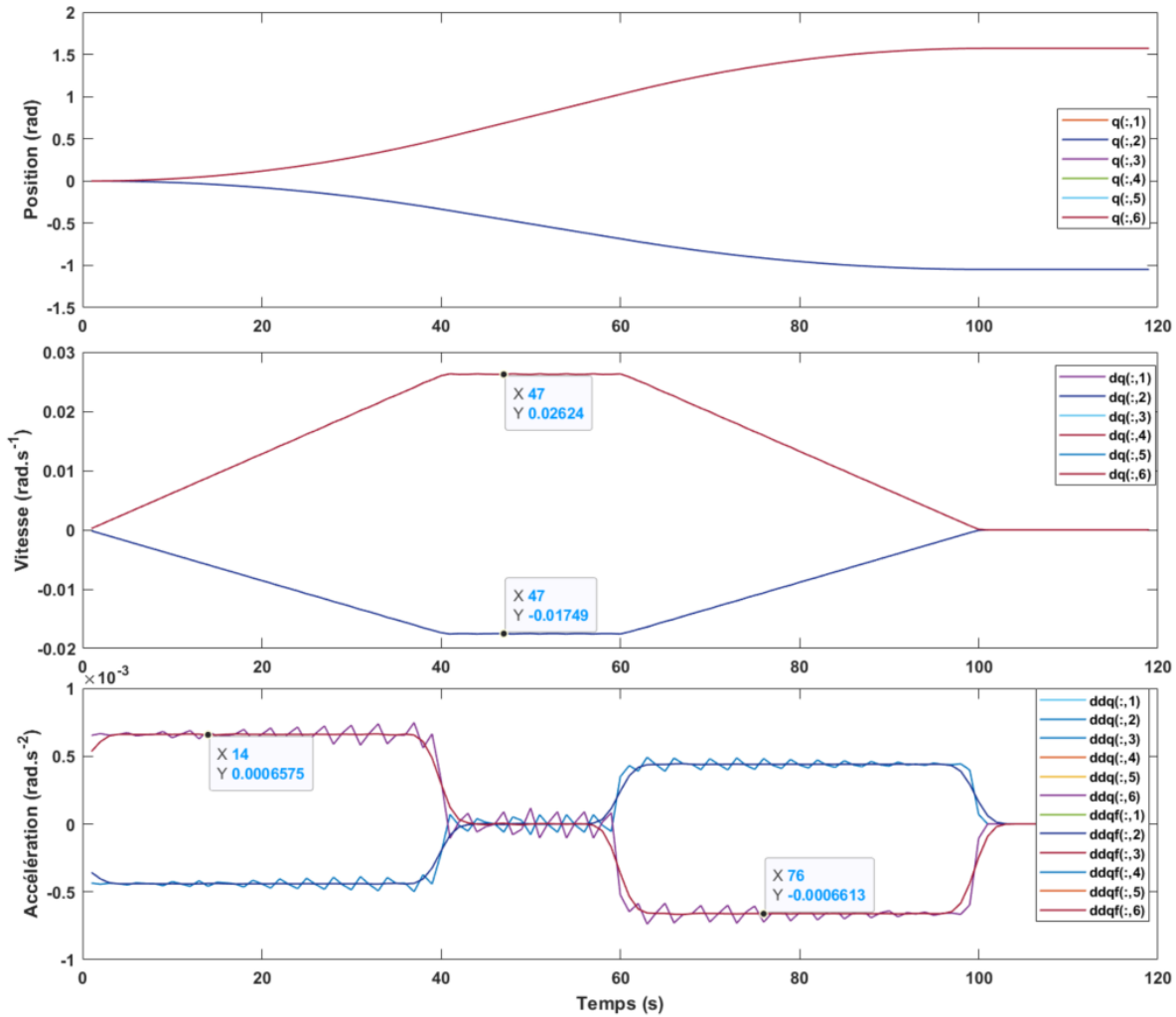


FIGURE III.7 – Trajectoires de position, de vitesse et d'accélération pour l'identification quasi-statique

$$\Gamma = \mathbf{Q}(\mathbf{q}) + \mathbf{C}_f \quad (\text{III.20})$$

Connaissant  $\mathbf{C}_f = \mathbf{F}_s \cdot \text{sign}(\mathbf{v}) + \mathbf{F}_v \cdot \mathbf{v}$ , l'objectif est de déterminer les paramètres inconnus dans  $\mathbf{Q}(\mathbf{q})$ , qui est le terme pesanteur.

#### 4.2.2 Calcul des paramètres quasi-statiques

À partir de l'équation III.20 et pour au moins 3 positions du robot, nous formons trois systèmes d'équations qui permettent de déterminer les paramètres quasi-statiques. Un exemple de système d'équation et la méthode de résolution sont présentés en annexe C.2. La formation de ces équations montre qu'il existe des paramètres quasi-statiques

qui ne peuvent être estimés séparément. Ainsi  $M_{4R} = M_4 + M_5$ ,  $M_{y3R} = M_{y3} - M_{z4}$ ,  $M_{y4R} = M_{y4} + M_{z5}$  et  $M_{y5R} = M_{z6} - M_{y5}$  sont les paramètres regroupés.

Le résultat de la résolution des systèmes d'équations est consigné dans le tableau III.8. Les paramètres regroupés sont mis à zéro et ceux qui n'affectent pas le modèle quasi-statique sont représentés par un trait (–). Sachant que les paramètres de masse et de centre de masse du corps 1 n'interviennent pas dans la dynamique du robot.

Tableau III.8 – Paramètres statiques identifiés

Axes	Bras(2)	Coude(3)	Avant-bras(4)	Poignet(5)	Effecteur(6)
$M_i$ (kg)	–	5.97	$M_{4R} = 6.8$	0	0.0182
$M_{xi}$ (kg.m)	-8.27	0.057	-0.057	0	0
$M_{yi}$ (kg.m)	0	$M_{y3R} = 3.53$	$M_{y4R} = -0.049$	$M_{y5R} = -0.021$	0
$M_{zi}$ (kg.m)	–	–	–	–	–

Connaissant les frottements et les masses de chaque corps il est possible en utilisant des techniques de régressions linéaires de déterminer les éléments d'inertie du robot et des actionneurs. Ainsi dans la section suivante nous procédons à l'identification de ces paramètres.

### 4.3 Identification des paramètres inertiels

Étant donné une série de mesures des couples articulaires  $\Gamma_{j,exp}$  développés par le robot pour suivre une trajectoire, ceux-ci coïncident avec les mesures articulaires de positions  $\mathbf{q}$ , de vitesses  $\dot{\mathbf{q}}$  et d'accélération  $\ddot{\mathbf{q}}$ . Les paramètres d'inertie étant prédominants lorsque les accélérations sont élevées, l'objectif expérimental est de solliciter les articulations du robot avec de fortes accélérations dans un mouvement simultané des axes. Ainsi à l'aide de la méthode des moindres carrés, qui consiste à minimiser la somme des carrés des écarts entre les couples théoriques et les couples expérimentaux (équation III.21), il est possible d'estimer les paramètres d'inertie.

$$\mathbf{f}_{erreur}(\chi_k) = \min \left( \sum_{i=1}^n \|\Gamma_{th_i}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}, \chi_k) - \Gamma_{exp_i}\|^2 \right) \quad (\text{III.21})$$

Dans le cadre de nos travaux, le robot est mis en mouvement suivant la trajectoire présentée dans le tableau III.7, à 75% de sa vitesse nominale. En utilisant les fonctions *Butter* et *filtfilt* un filtrage passe-bas, d'ordre 1 et de fréquence de coupure consignée dans le tableau III.9, est réalisé pour chaque donnée expérimentale.

Les caractéristiques obtenues sont présentées à la figure III.8; avec  $q(:, j)$ ,  $dq(:, j)$  et  $ddq(:, j)$  désignent respectivement la position, la vitesse de l'articulation  $j$  du robot;  $q_f(:, j)$ ,  $dq_f(:, j)$  et  $ddq_f(:, j)$  désignent leur valeur respective après filtrage.



Tableau III.9 – Fréquence de coupure utilisée pour le filtrage

Donnée filtrée	Couple	$q$	$\dot{q}$	$\ddot{q}$
Fréquence de coupure $W_n$	0.08	0.5	0.09	0.4

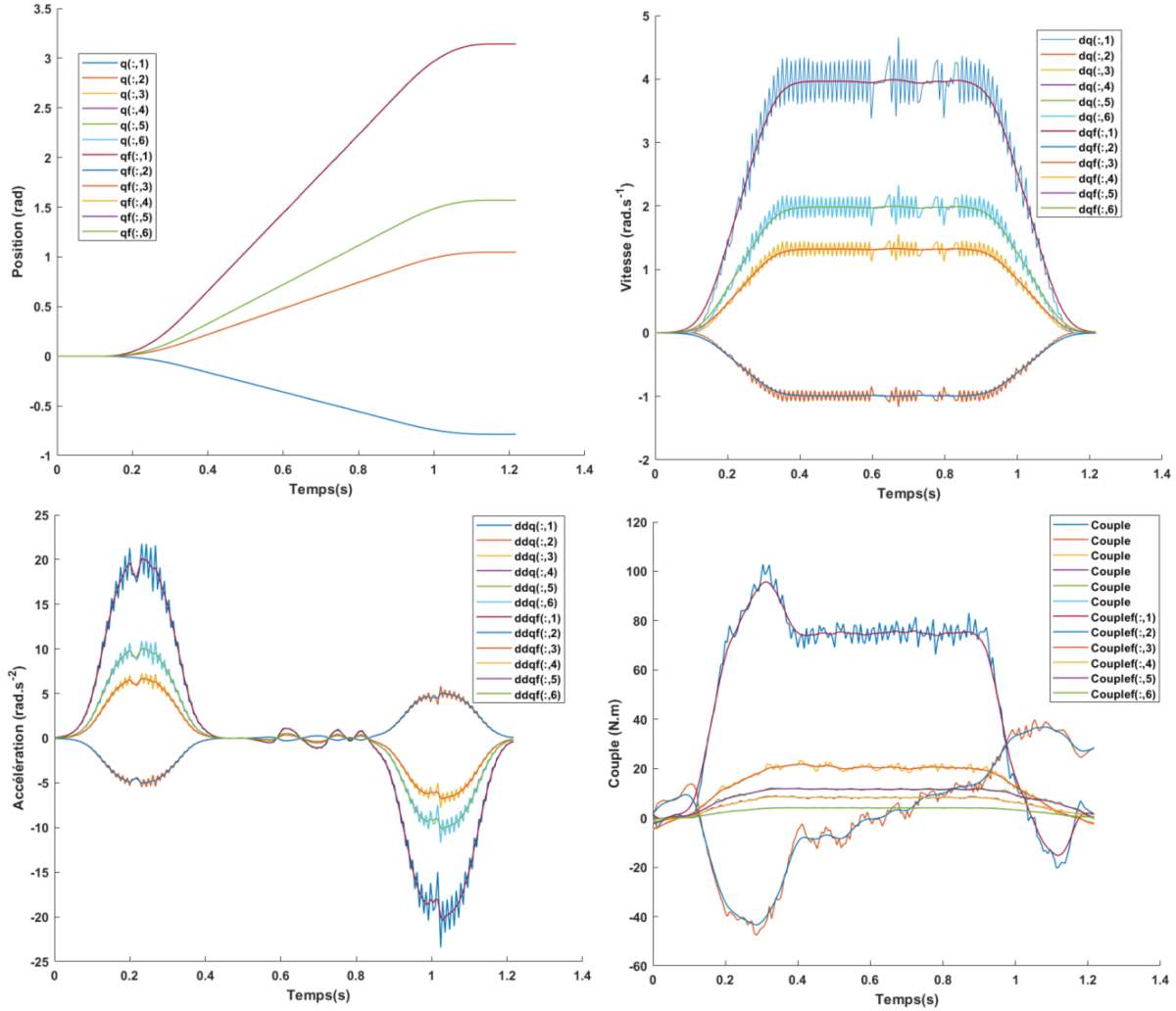


FIGURE III.8 – Trajectoires de position, de vitesse et d'accélération pour l'identification dynamique

La fonction *lsqlin* de MATLAB, définie par l'équation III.22, résout les problèmes de moindres carrés linéaires contraints et permet ainsi d'estimer les différents paramètres inertiels.  $\mathbf{x}$  est le vecteur des paramètres à estimer de dimension  $c \times 1$ ;  $\mathbf{C}$  la matrice d'observation de dimension  $r \times c$ , où  $r \gg c$  et  $\mathbf{d}$  est le vecteur additif expérimental de dimension  $r \times 1$ . Dans notre cas,  $r = 985$  et  $c = 32$ .

$$\min_x \frac{1}{2} \|\mathbf{C} \cdot \mathbf{x} - \mathbf{d}\|_2^2 \quad (\text{III.22})$$

Afin d'améliorer les performances de l'algorithme d'optimisation, la matrice d'obser-

vation doit être de rang plein. Ce qui veut dire que le vecteur des paramètres à identifier doit contenir uniquement les paramètres identifiables. Ces paramètres peuvent être obtenus à partir des règles formelles présentées par [KDN03], en considérant les paramètres de masse déjà connus. Cette opération conduit à éliminer les paramètres sans effet sur le modèle et à en regrouper d'autres par combinaison linéaire. L'écart-type relatif en pourcentage ( $\sigma_{\hat{x}_j}\%$ ) permet d'évaluer la qualité de l'estimation. En général, on considère qu'un paramètre est mal identifié lorsque l'écart-type en pourcentage est plus grand qu'un certain seuil défini entre 5 et 15 [JJ15] [Kha+09]. Ainsi 11 paramètres, répertoriés dans le tableau III.10, sont estimés comme paramètres essentiels du modèle dynamique du TX2 60. Avec  $zz_{1R} = zz_1 + yy_2 + yy_3$  et  $xx_{5R} = xx_5 - yy_5 + yy_6$ .

Tableau III.10 – Paramètres dynamiques identifiés

Paramètre	Estimation en $kg.m^2$	Ecart-type relatif %
$zz_{1R}$	1.42	0.66
$xz_2$	-1.31	1.09
$yz_2$	-0.62	3.84
$xy_4$	0.66	4.6
$yz_4$	0.20	6.97
$xx_{5R}$	0.13	6.29
$xy_5$	0.078	7.14
$xz_5$	0.15	9.14
$yz_6$	-0.1	7.51
$Ia_5$	0.47	8.73
$Ia_6$	0.2	10.95

La trajectoire d'identification est superposée à la trajectoire expérimentale sur la figure III.9. Nous pouvons constater que sur les courbes des axes 5 et 6, les écarts entre les couples sont relativement importants. Ceci peut s'expliquer par le fait d'avoir identifié de façon séquentielle chaque paramètre du modèle. Les premières valeurs identifiées étant estimées pour correspondre à un premier phénomène (mouvement quasi-statique), l'utilisation de ces dernières pour l'identification des paramètres suivants biaise leur estimation. Aussi, les corps du poignet (axes 4,5 et 6) n'ont généralement pas des dimensions de même ordre de grandeur que celles du porteur (axes 1,2 et 3). L'identification simultanée par la méthode de moindre carré optimise l'identification pour les paramètres du porteur. Une identification en deux étapes pourrait améliorer l'estimation des paramètres [KDN03].

Dans ces travaux de thèse, l'objet est d'avoir un modèle dynamique représentatif du comportement du robot dans des plages de vitesses atteintes en co-manipulation, ainsi nous nous focalisons sur des vitesses de l'ordre de 10% de la valeur nominale. Dans

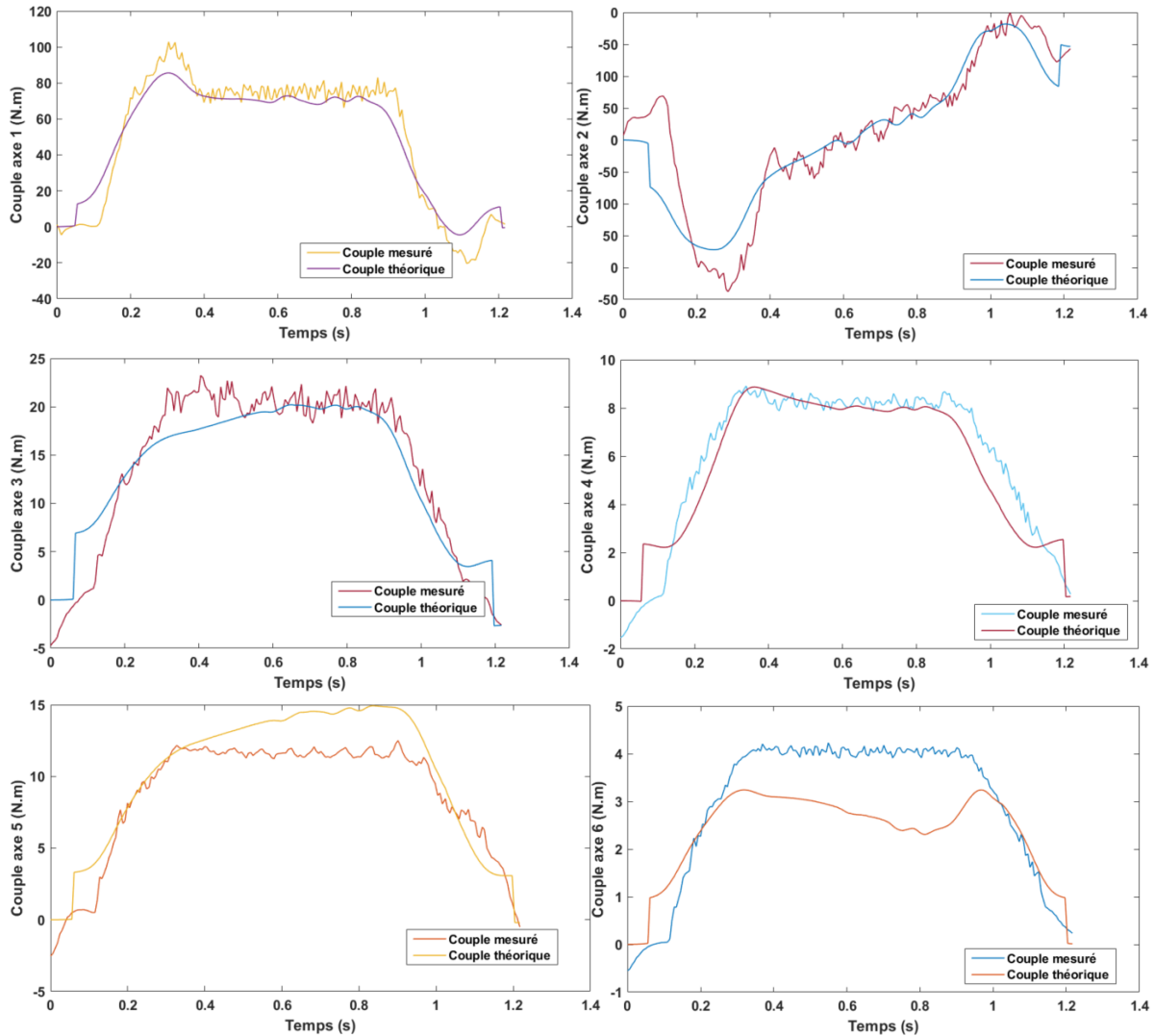


FIGURE III.9 – Identification des paramètres inertiels

la section suivante nous présentons la validation de l'identification dynamique sur une trajectoire de co-manipulation.

## 5 Validation expérimentale

Plusieurs méthodes de validation de l'identification sont proposées dans la littérature [JJ15] [KDN03]. Dans ce document nous utilisons la méthode de validation croisée. Celle-ci consiste à comparer les couples mesurés aux couples estimés sur une trajectoire différente de celle utilisée pour l'identification [Kha+09]. Le robot est mis en mouvement sur une trajectoire définie à l'aide de son contrôleur, aux vitesses et accélérations présentées à la figure III.10. La vitesse de chaque axe est inférieure à 10% de sa valeur nominale, afin de correspondre à la contrainte de vitesse lors d'un mouvement de

co-manipulation.

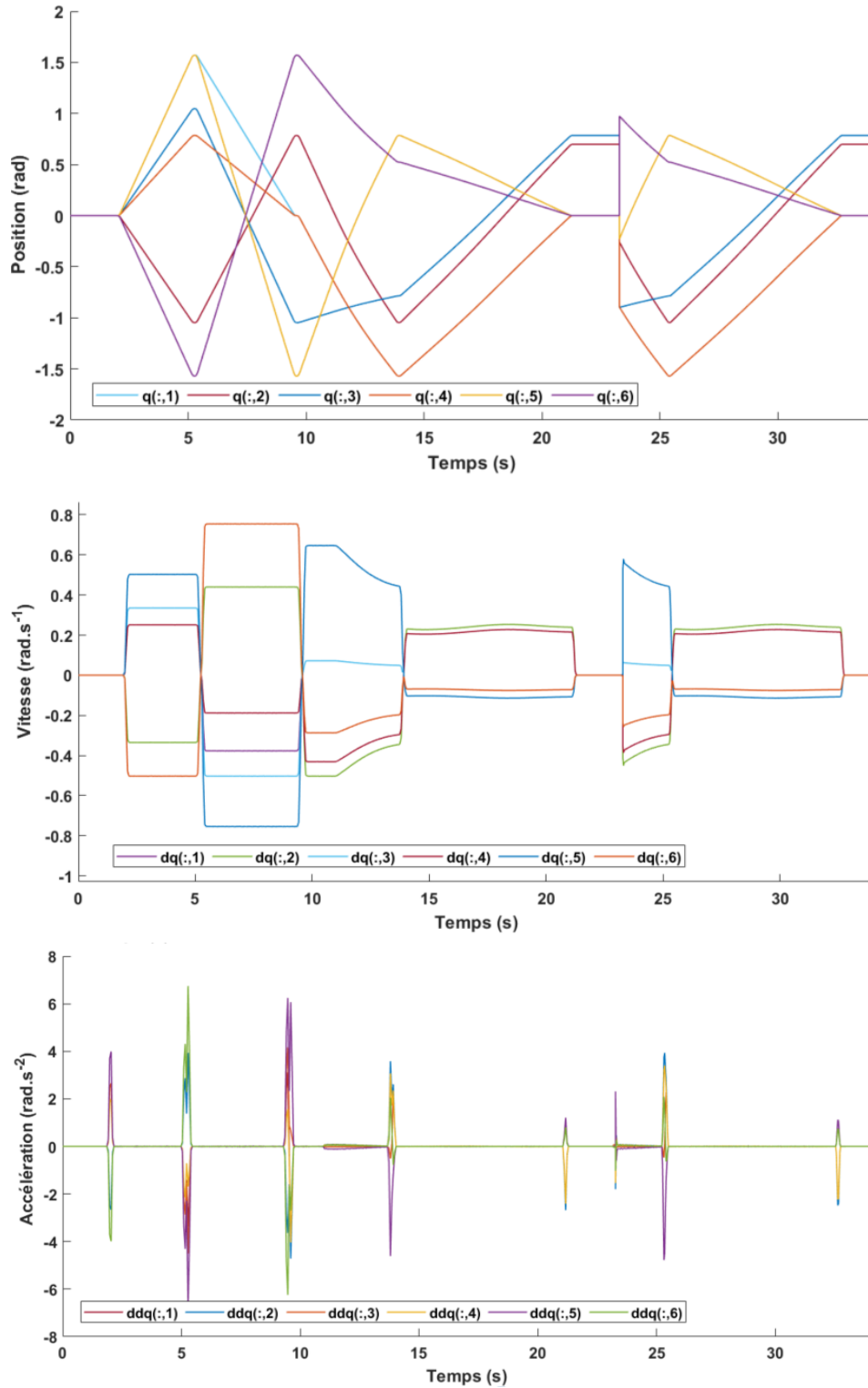


FIGURE III.10 – Trajectoires de position, de vitesse et d'accélération pour la validation du modèle dynamique

Connaissant les positions, les vitesses et les accélérations du robot, les couples théoriques sont calculés à partir de l'équation de la dynamique du robot formalisé dans la section 3 et des valeurs de coefficients de frottement, de masses et d'inerties estimées dans la section 4. Le résultat des couples théoriques est superposé aux couples expérimentaux sur la figure III.11.

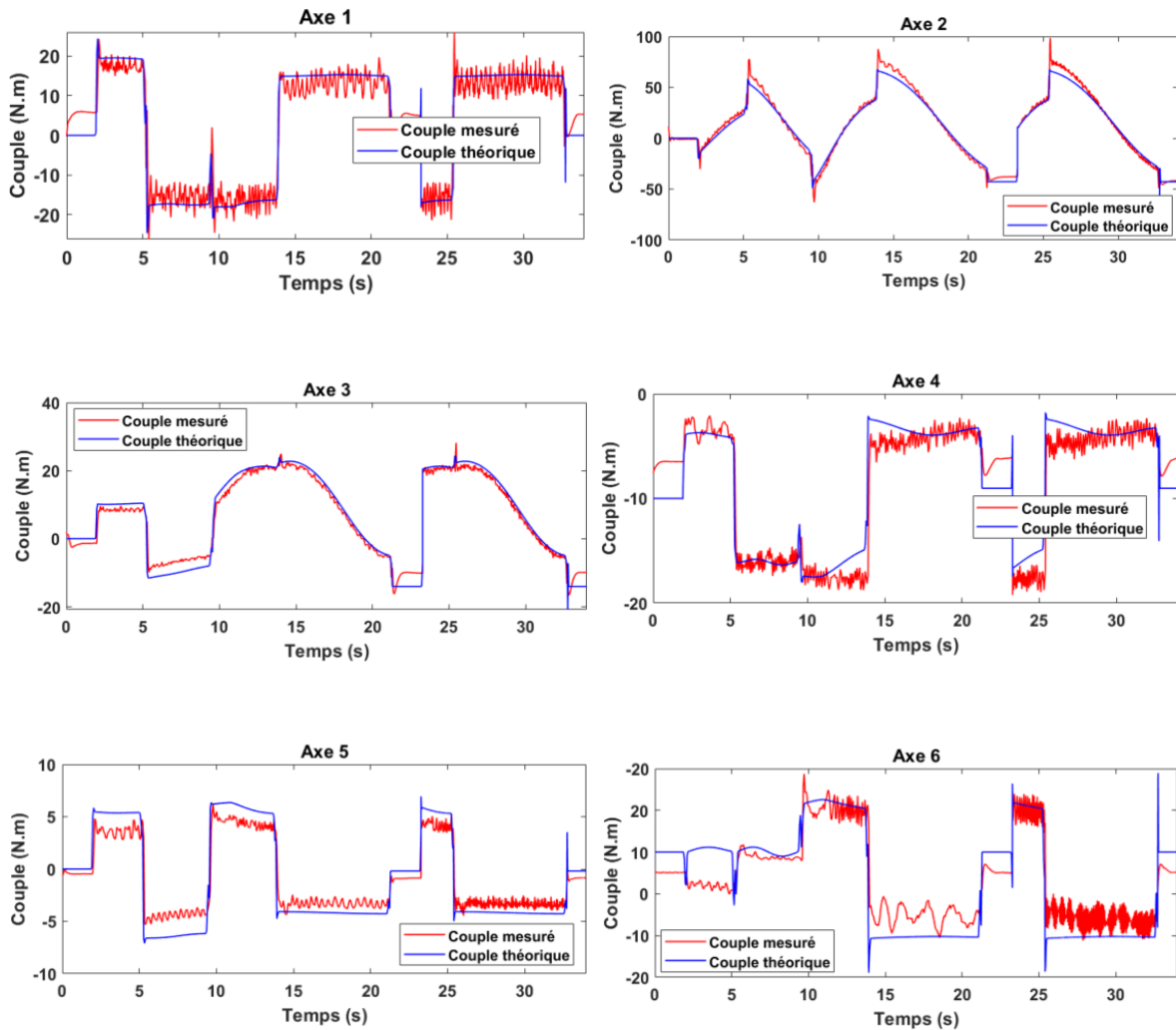


FIGURE III.11 – Validation des paramètres dynamiques du *TX2 60*

Afin de définir la précision de cette validation, nous calculons les valeurs maximales des écarts en pourcentage ( $\rho_{max}\%$ ) entre les couples théoriques et les couples expérimentaux pour chaque axe du robot. Aussi nous estimons la valeur moyenne des écarts en pourcentage ( $\mu_{\rho}\%$ ) et les écart-types des écarts ( $\sigma_{\rho}$ ) pour chaque axe. Les différents critères sont consignés dans le tableau III.11.

La modélisation dynamique et l'identification des paramètres dynamiques du robot permettent d'obtenir un modèle mathématique de celui-ci, acceptable pour des mouvements de co-manipulation. En effet, pour chacun des axes du robot sollicité sur la

Tableau III.11 – Précision de la validation

Axes	$\rho_{max}\%$	$\mu_{\rho}\%$	$\sigma_{\rho}$
Axe 1	49.73	15.96	1.57
Axe 2	47.17	10.88	3.52
Axe 3	49.99	12.75	0.90
Axe 4	49.62	15.01	0.40
Axe 5	49.99	20.41	0.64
Axe 6	49.41	12.93	0.11

trajectoire, l'écart-type des écarts entre le couple théorique et le couple expérimental est inférieur à 5. La valeur moyenne des écarts est inférieures à 25%, sachant que la valeur maximale de l'écart en pourcentage est d'environ à 50% pour tous les axes. Les résultats de cette validation permet d'utiliser ce modèle dans la suite des travaux pour la co-manipulation humain-robot.

## 6 Conclusion

L'objectif de ce chapitre était d'élaborer les différents modèles nécessaires pour la réalisation d'un simulateur permettant de valider la stratégie de co-manipulation transparente que nous proposons. Ainsi, il était question d'établir les modèles mathématiques définissant la géométrie articulaire et cartésienne du *TX2 60*; mais aussi de calculer le modèle mathématique permettant de caractériser la dynamique du robot lors d'un mouvement de co-manipulation. Les différents modèles sont réalisés par des méthodes classiques présentes dans la littérature.

Afin d'identifier les paramètres du modèle dynamique, une identification en trois phases a été réalisée.

- L'identification des frottements par régression linéaire ;
- L'identification quasi-statique par résolution d'un système d'équation ;
- L'identification dynamique par la méthode de moindres-carrés.

L'intérêt de cette approche est d'éviter la recherche fastidieuse des trajectoires excitatrices, favorisant le conditionnement de la matrice d'observation. Le modèle étant destiné à la co-manipulation, l'identification des paramètres prépondérants en co-manipulation par des méthodes simples permet d'obtenir un modèle convenable pour les travaux visés. L'inconvénient majeur de cette méthode est le cumul des erreurs sur les paramètres identifiés en dernier, ce qui ne permet pas d'avoir un modèle global de simulation pour toutes les plages de vitesses du robot.

Dans la suite de ce manuscrit nous abordons l'élaboration d'une stratégie de génération trajectoire pour une co-manipulation humain-robot intuitive et transparente.

# Chapitre IV

## Stratégie de génération de trajectoire pour la co-manipulation humain-robot transparente

### Sommaire

---

<b>1</b>	<b>Dynamique des systèmes matériels et lois générales du mouvement . . . . .</b>	<b>81</b>
1.1	Théorèmes généraux de la dynamique . . . . .	81
<b>2</b>	<b>Génération de trajectoire pour la co-manipulation pour le guidage manuel . . . . .</b>	<b>82</b>
2.1	Définition du principe . . . . .	83
2.2	Calcul de la trajectoire de co-manipulation . . . . .	83
2.3	Estimation des efforts appliqués par l'opérateur . . . . .	86
2.4	Synthèse . . . . .	88
<b>3</b>	<b>Simulation de la stratégie de génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel . . . . .</b>	<b>89</b>
3.1	Élaboration du simulateur . . . . .	89
3.2	Simulations de mouvement . . . . .	91
<b>4</b>	<b>Influence des paramètres sur le mouvement . . . . .</b>	<b>102</b>
4.1	Analyse de l'influence de la masse virtuelle . . . . .	104
4.2	Analyse de l'influence du frottement sec . . . . .	105
4.3	Analyse de l'influence du frottement visqueux . . . . .	105
<b>5</b>	<b>Conclusion . . . . .</b>	<b>106</b>

---



## Introduction

Dans le chapitre II nous avons pu constater que la plupart de lois de commande utilisées pour la co-manipulation humain-robot sont des lois de commande en impédance [San19] [Lam12] ou en admittance [Bau18] [Mez18] [Fan+17]. Dans ce cas pour rendre les interactions humain-robot transparentes, l'enjeu est de maîtriser la rigidité de l'ensemble humain-robot en utilisant des réglages optimaux des lois de commande [GDA17] [PTA16] [Ch12] [TYH02]. Toutefois, ces stratégies de commande ne permettent pas de maîtriser les profils d'accélération, de vitesse et de position du robot, lesquels traduisent l'intuitivité et la souplesse du mouvement.

Une méthode développée par Bahloul [Bah18] et Sarra [Sar13] consiste à intégrer un générateur de trajectoire au contrôleur, afin de superviser les profils du jerk, d'accélération et/ou de vitesse du système ; évitant ainsi les variations importantes qui sont à l'origine des sensations de chocs. La méthode proposée part d'un critère de co-manipulation transparente limitée, comme nous le verrons dans ce chapitre, et des lois d'interpolation polynomiale. Toutefois, les trajectoires générées ne sont pas en adéquation avec les lois de la mécanique newtonienne, comme le sont les objets manipulés au quotidien par l'humain, puisque les trajectoires générées ne proviennent pas des lois générales de la dynamique. Ainsi elle ne favorise pas une manipulation intuitive de l'outil, car la trajectoire suivie par le robot (outil) ne correspond pas à la trajectoire qu'aurait eu un solide dans l'espace sollicité en effort.

Dans cette thèse, nous proposons une nouvelle méthode de génération de trajectoire basée sur les lois de la mécanique newtonienne. L'intérêt de cette approche est de donner à l'objet co-manipulé le comportement dynamique d'un solide dans l'espace. Ainsi l'interaction humain-robot suit les lois de mouvement de la mécanique ce qui doit la rendre intuitive et transparente, favorisant un guidage plus naturel.

Ce chapitre définit la méthode de génération de trajectoire proposée. Il commence en énonçant les lois de la mécanique régissant le comportement d'un solide dans l'espace. Puis nous présentons la stratégie de génération de trajectoire et son implémentation en simulation. Nous poursuivons en proposant une méthode de réglage des paramètres, en évaluant leur influence sur la trajectoire .

# 1 Dynamique des systèmes matériels et lois générales du mouvement

La problématique de guidage consiste à élaborer une stratégie de génération de mouvement vis à vis des efforts appliqués. Dans ces travaux de thèse, nous basons cette stratégie de génération de mouvement sur le principe fondamental de la dynamique. La dynamique est la science qui permet d'établir la relation entre les efforts et les mouvements qu'ils produisent. Son étude commence avec Galilée (1638), poursuivie par Descartes (1644) et Huygens (1673), et se culmine avec les travaux de Newton (1686) [GB98]. Grâce aux outils de la dynamique, il est possible de simuler le mouvement d'un système en fonction des forces qui le provoquent. Afin de les appliquer pour la co-manipulation robotique, il est intéressant d'énoncer les théorèmes généraux de la dynamique que nous exploitons.

## 1.1 Théorèmes généraux de la dynamique

Le torseur dynamique noté  $\mathcal{D}$  (défini à l'équation IV.1) caractérise la dynamique d'un système matériel par trois grandeurs extensives : la masse ( $m$ ) qui est un scalaire, la quantité de mouvement ( $m.\vec{v}$ ) qui est un vecteur et le moment cinétique ( $\vec{\sigma}$ ) qui est un vecteur dont les coordonnées dépendent du point d'étude. Toute action mécanique est entièrement caractérisées d'un point de vue mécanique par un torseur appelé torseur des actions extérieures, noté  $\mathcal{T}$  et défini à l'équation IV.2. Le principe fondamental de la dynamique formule l'existence d'au moins un repère  $R_g$  et d'au moins une chronologie tels que l'on puisse écrire que le torseur dynamique du sous-système ( $e$ ) dans son mouvement par rapport à  $R_g$  est égal au torseur des actions mécaniques extérieures à ( $e$ ), noté  $\bar{e}$  (équation IV.3).

$$\{\mathcal{D}(e/R_g)\} = \left\{ \begin{array}{l} m.\vec{v}(G/R_g) = \left( \frac{d}{dt}(m.\vec{v}(G/R_g)) \right)_{/R_g} \\ \vec{\delta}_A(e/R_g) = \left( \frac{d}{dt}(\vec{\sigma}_A(e/R_g)) \right)_{/R_g} + m.\vec{v}(A/R_g) \wedge \vec{v}(G/R_g) \end{array} \right\} \quad (\text{IV.1})$$

$$\{\mathcal{T}(\bar{e} \rightarrow e)\} = \left\{ \begin{array}{l} \vec{\mathbf{R}}(\bar{e} \rightarrow e) \\ \vec{\mathbf{M}}_A(\bar{e} \rightarrow e) \end{array} \right\} \quad (\text{IV.2})$$

$$\{\mathcal{D}(e/R_g)\} = \{\mathcal{T}(\bar{e} \rightarrow e)\} \quad \forall (e) \subset (E) \quad (\text{IV.3})$$

Avec  $\vec{v}(G/R_g)$  est la vitesse linéaire du centre de gravité  $G$  du sous-système ( $e$ ) ;  $\vec{v}(G/R_g)$  et  $\vec{\delta}_A(e/R_g)$  sont respectivement son accélération linéaire et son moment dynamique en  $A$  et  $\vec{\sigma}_A(e/R_g)$  est le moment cinétique en  $A$  ;  $\vec{\mathbf{R}}(\bar{e} \rightarrow e)$  et  $\vec{\mathbf{M}}_A(\bar{e} \rightarrow e)$  sont

respectivement la résultante et le moment du torseur des actions extérieures à  $(e)$  en  $A$ . Ainsi, les théorèmes généraux de la dynamique sont énoncés comme suit.

### 1.1.1 Théorème de la résultante dynamique :

Pour tout sous-ensemble matériel  $(e)$  de l'ensemble matériel  $(E)$  en mouvement par rapport au repère Galiléen  $R_g$ , la résultante dynamique de  $(e)$  dans son mouvement par rapport à  $R_g$  est égale à la résultante générale du torseur associé aux actions mécaniques extérieures de  $(e)$  (équation IV.4).

$$m \cdot \vec{v}(G/R_g) = \vec{R}(\bar{e} \rightarrow e) \quad (\text{IV.4})$$

### 1.1.2 Théorème du moment dynamique :

Pour tout sous-ensemble matériel  $(e)$  de l'ensemble matériel  $(E)$  en mouvement par rapport au repère Galiléen  $R_g$ , le moment dynamique de  $(e)$  dans son mouvement par rapport à  $R_g$  est égal au moment résultant du torseur associé aux actions extérieures à  $(e)$  (équation IV.5).

$$\vec{\delta}_A(e/R_g) = \vec{M}_A(\bar{e} \rightarrow e) \quad (\text{IV.5})$$

Ainsi, nous notons que le mouvement de tout système matériel dans le référentiel terrestre (considéré Galiléen) satisfait les équations générales de la dynamique newtonienne [GB98]. La trajectoire du solide co-manipulé doit obéir à ces lois pour que le mouvement paraisse transparent à l'opérateur. De ce fait, en nous appuyant sur les théorèmes généraux de la dynamique, nous proposons dans la section suivante une stratégie de génération de trajectoire pour la co-manipulation.

## 2 Génération de trajectoire pour la co-manipulation pour le guidage manuel

L'implémentation de la technique de guidage manuel nécessite une stratégie de génération de mouvement dépendant des actions extérieures. Dans ces travaux, nous proposons une nouvelle méthode basée sur les théorèmes généraux de la dynamique en utilisant la notion de solide virtuel. Zhang [Zha+19] utilise un système de masse et d'inertie virtuelles afin de répondre à la problématique d'apprentissage par guidage manuel des robots industriels gros porteurs n'utilisant pas de capteur d'effort. Il se sert de système de masse pour limiter la vitesse et l'accélération du robot lors du guidage et ne s'intéresse pas à la notion de transparence, de plus son travail n'est illustré que sur

des mouvements de translation. L'approche de co-manipulation par guidage manuel que nous proposons utilise la notion de solide virtuel et se base sur les théorèmes généraux de la dynamique afin de générer une trajectoire de co-manipulation humain-robot, dans l'espace, transparente et intuitive.

Ainsi, dans cette section nous présentons dans un premier temps le principe de génération de trajectoire utilisant la notion de solide virtuel, puis le calcul de trajectoire du robot par les théorèmes généraux de la dynamique, avant de poursuivre avec les résultats de simulation de la méthode proposée.

## 2.1 Définition du principe

Lors de la co-manipulation parallèle, le robot et l'opérateur sont en contact conjoint au niveau de l'effecteur (figure IV.1a). Dans le cas de la co-manipulation sans contact, l'action de l'opérateur doit se traduire en mouvement du robot. En effet, les efforts appliqués par l'opérateur traduisent ses intentions [Sar13]. Afin d'élaborer un guidage manuel qui est cohérent avec les intentions de l'opérateur et transparent, la trajectoire de l'outil doit dépendre de ces efforts et répondre aux lois physiques du mouvement d'un solide dans l'espace. De ce fait pour déterminer la trajectoire à piloter au robot lors de la co-manipulation, la stratégie proposée consiste à considérer l'effecteur comme un solide mis en mouvement par le robot sous l'action des efforts de l'opérateur (figure IV.1b). Ainsi, nous définissons un solide virtuel caractérisé par une masse virtuelle  $m_v$ , une matrice d'inertie virtuelle  $\mathbf{I}_{G_v}$  et un centre de gravité virtuel  $G_v$ . De plus, le solide évolue dans un environnement virtuel caractérisé par une résistance virtuelle due à des forces de frottements virtuelles que l'on note  $\mathbf{f}_{f_v}$  en translation et  $\mathbf{C}_{f_v}$  en rotation. La trajectoire exécutée par le robot est la trajectoire qu'aurait eu ce solide virtuel sous l'action des efforts de manipulation ( $\mathbf{f}_m$  et/ou de couple  $\mathbf{C}_m$ ) exercés par l'opérateur. Grâce à ce principe, la trajectoire exécutée par le robot obéit aux lois physiques du mouvement. C'est ce principe qui nous permet d'envisager une meilleure transparence de ce mode de génération de trajectoire vis à vis des autres modes en admittance ou en impédance présents dans la littérature.

A partir des considérations faites ci-dessus, nous pouvons déterminer la trajectoire de co-manipulation en appliquant les principes généraux de la mécanique newtonienne au solide virtuel.

## 2.2 Calcul de la trajectoire de co-manipulation

Le calcul de cette trajectoire revient à déterminer le torseur dynamique du solide virtuel et le torseur des actions extérieures (actions exercés par l'opérateur dans notre cas), puis d'appliquer les principes généraux de la dynamique.

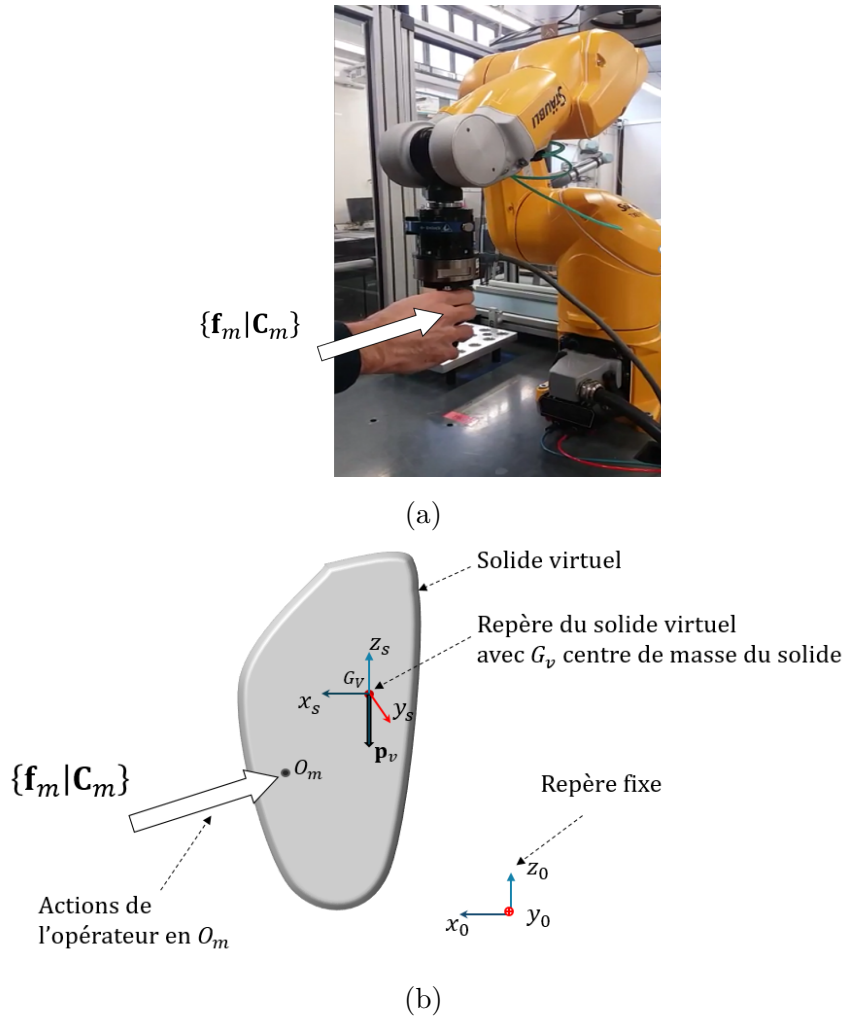


FIGURE IV.1 – La trajectoire du robot pendant la co-manipulation doit correspondre à celle d'un solide virtuel mis en mouvement sous l'action des efforts de l'opérateur. (a) Co-manipulation parallèle et guidage manuel du robot. (b) Paramètre du solide virtuel assimilé au système robotique co-manipulé.

### 2.2.1 Le torseur dynamique du système virtuel

L'expression du torseur dynamique  $\mathcal{D}(S_v/R_0)$  du système virtuel  $S_v$  est définie par l'équation IV.6. Le moment cinétique est exprimé à l'équation IV.7, ou  $\vec{\Omega}(G_v, S_v/R_0)$  est la vitesse angulaire du repère  $R_v(G_v; \vec{X}_v; \vec{Y}_v; \vec{Z}_v)$  associé au solide virtuel par rapport au repère fixe  $R_0(O; \vec{X}_0; \vec{Y}_0; \vec{Z}_0)$ .

$$\{\mathcal{D}(S_v/R_0)\} = \left. \begin{cases} \vec{R}_d = \frac{d}{dt/R_0}(m_v \cdot \vec{v}(G_v, S_v/R_0)) \\ \vec{\delta}(G_v, S_v/R_0) = \frac{d}{dt/R_0}(\vec{\sigma}(G_v, S_v/R_0)) \end{cases} \right\}_{G_v/R_0} \quad (\text{IV.6})$$

$$\vec{\sigma}(G_v, S_v/R_0) = \bar{\bar{\mathbf{I}}}_{G_v} \cdot \vec{\Omega}(G_v, S_v/R_0) \quad (\text{IV.7})$$

Nous obtenons ainsi l'expression du torseur dynamique au centre de gravité du solide virtuel qui dépend des accélérations linéaire et angulaire du solide virtuel, de sa masse et de son inertie (équation IV.8).

$$\{\mathcal{D}(S_v/R_0)\} = \left\{ \begin{array}{l} m_v \cdot \vec{v}(G_v, S_v/R_0) \\ \bar{\bar{\mathbf{I}}}_{G_v} \cdot \vec{\Omega}(G_v, S_v/R_0) + \vec{\Omega}(G_v, S_v/R_0) \wedge \bar{\bar{\mathbf{I}}}_{G_v} \cdot \vec{\Omega}(G_v, S_v/R_0) \end{array} \right\}_{G_v/R_0} \quad (\text{IV.8})$$

### 2.2.2 Torseur des actions extérieures

Sachant que les efforts qui s'exercent sur le système virtuel sont le poids du solide virtuel ( $\vec{p}_v$ ) en  $G_v$ , les efforts de manipulation exercées par l'opérateur ( $\vec{f}_m, \vec{C}_m$ ) en  $O_m$  et les frottements virtuels ( $\vec{f}_{fv}, \vec{C}_{fv}$ ) en  $G_v$ , le torseur des actions extérieures à  $S_v$ , défini en son centre de masse  $G_v$  et dans le repère principal  $R_0$  s'écrit suivant l'équation IV.9.

$$\{\mathcal{T}(\bar{S}_v \rightarrow S_v)\}_{/R_0} = \left\{ \begin{array}{l} \vec{\mathbf{R}}(\bar{S}_v \rightarrow S_v) \\ \vec{\mathbf{M}}(\bar{S}_v \rightarrow S_v) \end{array} \right\}_{G_v/R_0} = \left\{ \begin{array}{l} \vec{f}_m + \vec{p}_v - \vec{f}_{fv} \\ \vec{C}_m + \overrightarrow{G_v O_m} \wedge \vec{f}_m - \vec{C}_{fv} \end{array} \right\}_{G_v/R_0} \quad (\text{IV.9})$$

Connaissant le torseur dynamique et le torseur des actions extérieures nous pouvons appliquer les théorèmes fondamentaux afin de déterminer l'équation de mouvement du solide virtuel.

### 2.2.3 Génération de mouvement

En appliquant le principe fondamental de la dynamique au solide virtuel nous calculons l'accélération désirée ( $\vec{v}_d, \vec{\Omega}_d$ ), en posant que le torseur dynamique de  $S_v$  dans son mouvement par rapport au repère fixe  $R_0$  est égal à son torseur des actions mécaniques extérieures. Nous établissons ainsi la relation entre les efforts exercés par l'opérateur et les accélérations désirées du solide virtuel (équation IV.10).

$$\begin{aligned} \vec{v}_d(G_v, S_v/R_0) &= m_v^{-1} \cdot (\vec{f}_m + \vec{p}_v - \vec{f}_{fv}) \\ \vec{\Omega}_d(G_v, S_v/R_0) &= \text{inv}(\bar{\bar{\mathbf{I}}}_{G_v}) \cdot (\vec{C}_m + \overrightarrow{G_v O_m} \wedge \vec{f}_m - \vec{C}_{fv} - \vec{\Omega}(G_v, S_v/R_0) \wedge \bar{\bar{\mathbf{I}}}_{G_v} \cdot \vec{\Omega}(G_v, S_v/R_0)) \end{aligned} \quad (\text{IV.10})$$

Dans notre cas, les efforts opérateurs traduisant ses intentions, eux seuls doivent engendrer le mouvement du solide, ce qui implique que nous ne considérons pas l'action de la gravité virtuelle dans le calcul de la génération de trajectoire ; le poids  $\vec{P}_v$  est donc

nul. De plus le point d'application des efforts ( $O_m$ ) est le point de l'outil dont l'opérateur cherche à maîtriser directement le déplacement (en translation et/ou en rotation), nous faisons le choix de le considérer comme centre de gravité du solide virtuel. Ce parti pris doit permettre d'éviter l'introduction du ressenti d'un balourd. Ainsi l'accélération au point d'interaction humain-outil est définie par l'équation IV.11.

$$\begin{aligned}\vec{\mathbf{v}}_d(O_m, S_v/R_0) &= m_v^{-1} \cdot (\vec{\mathbf{f}}_m - \vec{\mathbf{f}}_{fv}) \\ \vec{\mathbf{\Omega}}_d(O_m, S_v/R_0) &= \text{inv}(\bar{\mathbf{I}}_{G_v}) \cdot (\vec{\mathbf{C}}_m - \vec{\mathbf{C}}_{fv} - \vec{\mathbf{\Omega}}(G_v, S_v/R_0) \wedge \bar{\mathbf{I}}_{G_v} \cdot \vec{\mathbf{\Omega}}(G_v, S_v/R_0))\end{aligned}\tag{IV.11}$$

Les frottements sont définis suivant l'équation IV.12 en translation et suivant l'équation IV.13 en rotation, avec  $\mathbf{F}_{sv}$  et  $\mathbf{F}_{vv}$  respectivement les matrices diagonales des coefficients de frottement sec et visqueux en translation ;  $\mathbf{C}_{sv}$  et  $\mathbf{C}_{vv}$  celles des coefficients de frottement sec et visqueux en rotation.

$$\mathbf{f}_{fv} = \mathbf{F}_{sv} \cdot \text{sign}(\mathbf{v}(O_m, S_v/R_0)) + \mathbf{F}_{vv} \cdot \mathbf{v}(O_m, S_v/R_0)\tag{IV.12}$$

$$\mathbf{C}_{fv} = \mathbf{C}_{sv} \cdot \text{sign}(\mathbf{\Omega}(O_m, S_v/R_0)) + \mathbf{C}_{vv} \cdot \mathbf{\Omega}(O_m, S_v/R_0)\tag{IV.13}$$

Ainsi, à partir de l'accélération calculée, la vitesse et la position désirées de  $O_m$  sont déduites en utilisant une méthode d'intégration numérique explicite, comme celle d'Euler ou des trapèzes. Toutefois, pour connaître la valeur des paramètres du mouvement en tout instant, une étape importante consiste à déterminer la valeur des efforts de manipulation. Ainsi dans la section suivante, nous présentons comment sont estimées les efforts exercés par l'opérateur.

### 2.3 Estimation des efforts appliqués par l'opérateur

Dans la littérature deux moyens sont utilisés pour déterminer la valeur des efforts qu'un opérateur applique sur le robot. Le premier moins coûteux, consiste à estimer la valeur des efforts en se basant sur des analyses des couples moteurs renvoyés par le contrôleur du robot [Zha+19] [LAS16]. Toutefois pour des applications exigeant une grande précision ou lorsque les efforts appliqués sont relativement faibles par rapport aux inerties générées par le mouvement du robot, un capteur d'effort est monté à l'extrémité de l'effecteur ou du robot pour une meilleure estimation [WBH19] [WS06] [CL03]. Dans notre cas d'application, la mise en place d'un capteur est nécessaire vu la faible valeur des efforts nécessaires pour manipuler l'outil de façon intuitive. Concrètement la situation correspond au montage expérimental de la figure IV.2, qui présente la co-manipulation d'une sonde échographique fictive connectée à l'organe terminal d'un robot par l'intermédiaire d'un capteur d'effort.

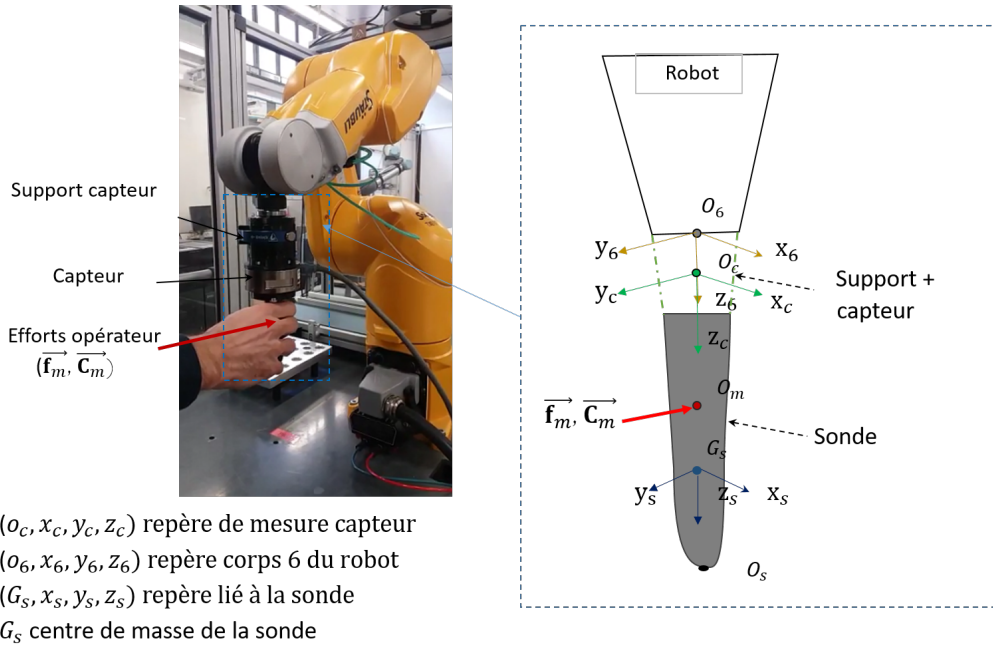


FIGURE IV.2 – Système expérimental représentant une sonde échographique fictive fixée à un capteur d’effort 6 axes, le tout monté sur l’organe terminal du TX260

Soit  $\{\tau_c\}_{O_c/R_c}$  le torseur des efforts lus par le capteur. Il est égal à la somme du torseur des efforts exercés par l’opérateur  $\{\tau_m\}_{O_m/R_c}$ , exprimés dans le repère capteur, et du torseur des efforts de compensation  $\{\tau_{comp}\}_{O_c/R_c}$  (figure IV.3) liés au poids de l’outil, aux contraintes générées par les liaisons entre le robot et le capteur et celles entre le capteur et l’outil...

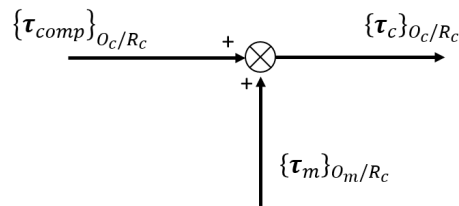


FIGURE IV.3 – Calcul des efforts opérateur

Si nous faisons comme hypothèses que les liaisons entre la sonde et le capteur et celle entre le capteur et le robot sont parfaites ; que la masse du capteur est négligeable et que la sonde et le porte sonde forment un sous système de masse  $m_s$  négligeable, en isolant le capteur, les efforts lus par ce dernier peuvent être calculés à partir du principe fondamental de la statique tel que le traduit l’équation IV.14. Où  $\vec{p}_s/R_c$  est le poids de la sonde.



$$\{\boldsymbol{\tau}_c\}_{O_c/R_c} = \left\{ \begin{array}{c} \vec{\mathbf{f}}_c \\ \vec{\mathbf{M}}_c \end{array} \right\}_{O_c/R_c} = \left\{ \begin{array}{c} \vec{\mathbf{f}}_m + \vec{\mathbf{p}}_{s/R_c} \\ \vec{\mathbf{C}}_m + \overrightarrow{OG_s} \wedge \vec{\mathbf{p}}_{s/R_c} + \overrightarrow{OO_m} \wedge \vec{\mathbf{f}}_m \end{array} \right\}_{O_c/R_c} \quad (\text{IV.14})$$

Nous pouvons ainsi estimer les efforts appliqués par l'opérateur par l'équation IV.15. Avec  $\hat{\mathbf{f}}_m$  et  $\hat{\mathbf{C}}_m$  les valeurs estimées des forces et des couples appliqués par l'opérateur. Les efforts de compensation  $\tau_{comp}$ , permettant d'estimer les efforts opérateurs en  $O_m$ , sont définis par l'équation IV.16.

$$\left\{ \hat{\boldsymbol{\tau}}_m \right\}_{O_m/R_c} = \left\{ \begin{array}{c} \hat{\mathbf{f}}_m \\ \hat{\mathbf{C}}_m \end{array} \right\}_{O_m/R_c} = \left\{ \begin{array}{c} \vec{\mathbf{f}}_c - \vec{\mathbf{p}}_{s/R_c} \\ \vec{\mathbf{M}}_c - \overrightarrow{OG_s} \wedge \vec{\mathbf{p}}_{s/R_c} - \overrightarrow{OO_m} \wedge \vec{\mathbf{f}}_m \end{array} \right\}_{/R_c} \quad (\text{IV.15})$$

$$\left\{ \boldsymbol{\tau}_{comp} \right\}_{O_c/R_c} = \left\{ \begin{array}{c} \vec{\mathbf{p}}_{s/R_c} \\ \overrightarrow{OG_s} \wedge \vec{\mathbf{p}}_{s/R_c} + \overrightarrow{OO_m} \wedge \vec{\mathbf{f}}_m \end{array} \right\}_{O_c/R_c} \quad (\text{IV.16})$$

Or, les efforts de manipulation calculés à l'équation IV.15 sont exprimés dans la base  $R_c$ , il faut alors les exprimer dans la base fixe  $R_0$ , en les multipliant par la matrice rotation traduisant la transformation géométrique entre le repère  $R_c$  et  $R_0$  (ces matrices sont déterminées à la section 2.1 lors du calcul du modèle géométrique direct du robot), pour appliquer les lois fondamentales de la dynamique au solide virtuel (équation IV.11) et ainsi de déterminer la trajectoire désirée dans  $R_0$ .

## 2.4 Synthèse

La génération de mouvement par la méthode du solide virtuel consiste à calculer la trajectoire d'un solide virtuel dans un référentiel Galiléen sous l'action des efforts de manipulation. Cette trajectoire instantanée est envoyée dans la baie de commande du robot comme consigne de position opératoire. Le calcul de la trajectoire se fait en trois étapes : l'estimation des efforts de manipulation à partir des mesures d'un capteur d'effort, l'utilisation de ces efforts dans les théorèmes généraux de la dynamique pour obtenir les accélérations linéaire et angulaire du solide virtuel et enfin une double intégration numérique explicite, permettant d'obtenir le déplacement désiré correspondant aux efforts appliqués. La figure IV.4 illustre le diagramme du générateur proposé.

La section suivante présente l'implémentation en simulation de la stratégie de génération de trajectoire par solide virtuel.

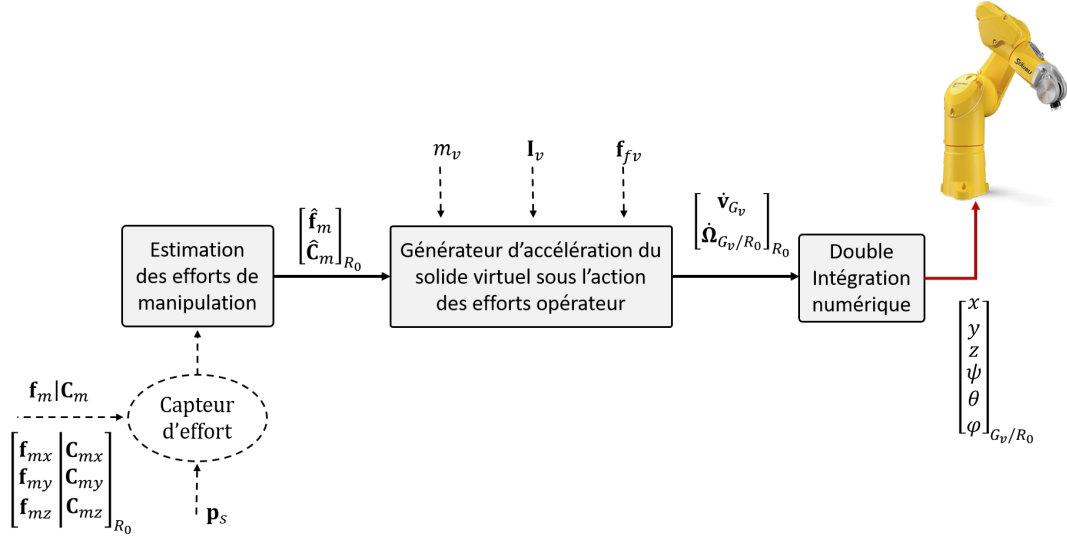


FIGURE IV.4 – Calcul de la trajectoire de co-manipulation par guidage manuel en utilisant la notion du solide virtuel

### 3 Simulation de la stratégie de génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel

L'usage de la simulation autorise l'exploration d'un grand nombre de situations en un temps relativement court. Ainsi, dans le but d'étudier le comportement du robot lors du guidage manuel par la méthode du solide virtuel, la loi de génération de trajectoire est implémentée sous SIMULINK, une plate-forme de simulation multi-domaines et de modélisation de systèmes dynamiques intégrée dans MATLAB. Dans cette section, nous présentons les résultats de simulation de la stratégie de génération de trajectoire proposée. Nous simulons des mouvements en translation et en rotation. Pour chacun des cas, la transparence de la génération de trajectoire est évaluée à l'aide de deux méthodes cognitives : l'analyse de l'impédance de l'ensemble humain-robot au point d'interaction [DO02] et l'étude de la colinéarité entre les forces appliqués par l'opérateur et la vitesse effective du manipulateur [Bah18] [Sar13]. Nous montrons ainsi que la méthode proposée permet une co-manipulation dans l'espace transparente et que certains critères de transparence présents dans la littérature sont discutables.

#### 3.1 Élaboration du simulateur

Le schéma bloc du modèle implémenté est présenté à la figure IV.5. Le générateur de trajectoire reçoit comme entrée les efforts mesurés par le capteur, les positions articulaires courantes du robot ( $\mathbf{q}$ ) et la vitesse cartésienne du point à commander ( $\mathbf{v}_{O_m/R_0}$ ). Il donne en sortie la nouvelle position cartésienne du point terminal de l'axe 6 ( $\mathbf{p}_{O_6/R_0}$ )

à atteindre. Cette dernière est envoyée au contrôleur qui la traduit en nouvelle consigne de position articulaire.

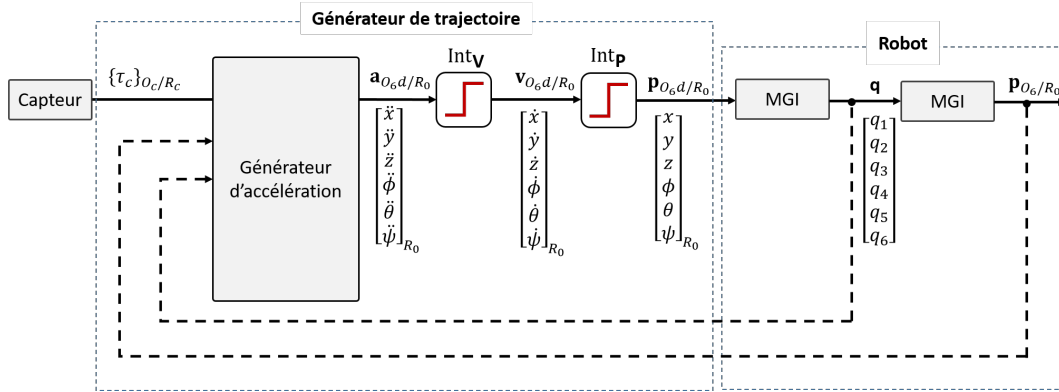


FIGURE IV.5 – Modèle de simulation pour la co-manipulation du TX2 60

Le générateur de trajectoire est composé d'un bloc générateur d'accélération qui calcule l'accélération désirée du point d'interaction suivant l'équation IV.11, de cette accélération est déduite l'accélération d'un point caractéristique de l'axe 6 du robot ( $O_6$ ). Ensuite, les deux blocs d'intégration  $\text{Int}_v$  et  $\text{Int}_p$  calculent respectivement la vitesse, puis la position de  $O_6$  correspondant à la position désirée du point d'interaction  $O_m$ . Les bornes de saturation des intégrateurs prennent en compte les contraintes de vitesse intrinsèques au robot lors des interactions collaboratives, c'est à dire  $250\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$  suivant chaque axe en translation. La limite de vitesse en rotation n'étant pas normalisée, nous l'avons définie à  $0.5\text{rad}/\text{s}$ . On simule le robot par les modèles géométrique direct (MGD) et inverse (MGI). La génération de mouvement dans l'espace opérationnel implique une transformation en coordonnées articulaires de chaque point de la trajectoire. Cette dernière peut être mis en échec lorsque la trajectoire calculée passe par une position singulière, ou que le point calculé est hors de l'espace de travail du robot, pour y remédier nous avons imposé des limitations de position au mouvement généré. Les limites de positions opératoires sont limitées tel que l'illustre le tableau IV.1.

Tableau IV.1 – Limites de l'espace de travail

Axes	Axe x	Axe y	Axe z
Position maximale (mm)	-156	380	161
Position minimale (mm)	-550	392	325

Les expériences de simulation sont présentés dans la section suivante.

### 3.2 Simulations de mouvement

Pour tous les essais, le solide virtuel choisi est de forme cylindrique (forme proche de celle de la sonde échographique) avec une hauteur  $h = 150mm$ , un rayon de base  $r = 40mm$  et une masse  $m_v = 2kg$  (figure IV.6). Les valeurs des frottements appliquées au solide virtuel sont différentes suivant les essais.

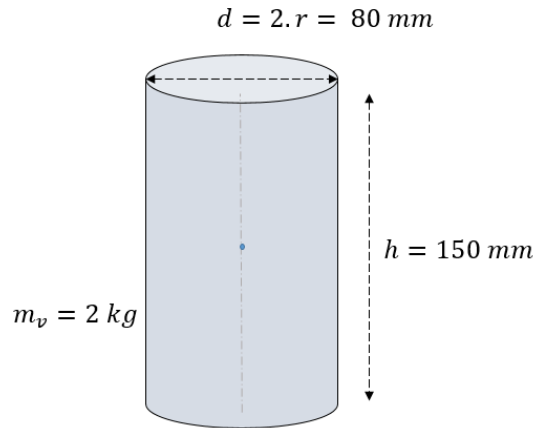


FIGURE IV.6 – Solide virtuel considéré

Quatre situations sont étudiées : une translation plane de la sonde dans un mouvement unidirectionnel ; une translation plane avec changement de direction ; un mouvement hélicoïdal et enfin une rotation de la sonde autour d'un point fixe. Ces situations permettent d'analyser progressivement la méthode de génération de trajectoire proposée par des critères d'évaluation de la transparence présents dans la littérature et de critiquer certains.

#### 3.2.1 Translation plane

Dans la première expérience, la force de manipulation  $\mathbf{F}_m$  est appliqué progressivement de façon linéaire sur la sonde dans le plan horizontal du repère de référence  $R_0$ , pendant  $20s$ . Nous avons choisi de régler les frottements secs dans toutes les directions à  $0N$ , les frottements visqueux à  $0.35N/m.s^{-1}$ . Le générateur d'accélération calcule l'accélération ( $\mathbf{A}_m$ ) induite pas ces efforts, qui est ensuite intégrée pour déterminer la vitesse ( $\mathbf{V}_m$ ) et la position désiré de  $O_m$ . Le point d'interaction  $O_m$  se déplace en translation d'une position initiale  $P_{O_{m_i}} = [-0.3; 0.021; -0.146]$  à une position finale  $P_{O_{m_f}} = [-0.52; 0.24; -0.146]$ . Les trajectoires de mouvement obtenues sont présentées à la figure IV.7.

Comme l'illustre la courbe d'accélération et de vitesse, lorsque l'opérateur cesse d'exercer l'effort, le système décélère progressivement jusqu'à l'arrêt complet, ceci est du à la présence des frottements. Dans une autre section nous étudions l'influence des

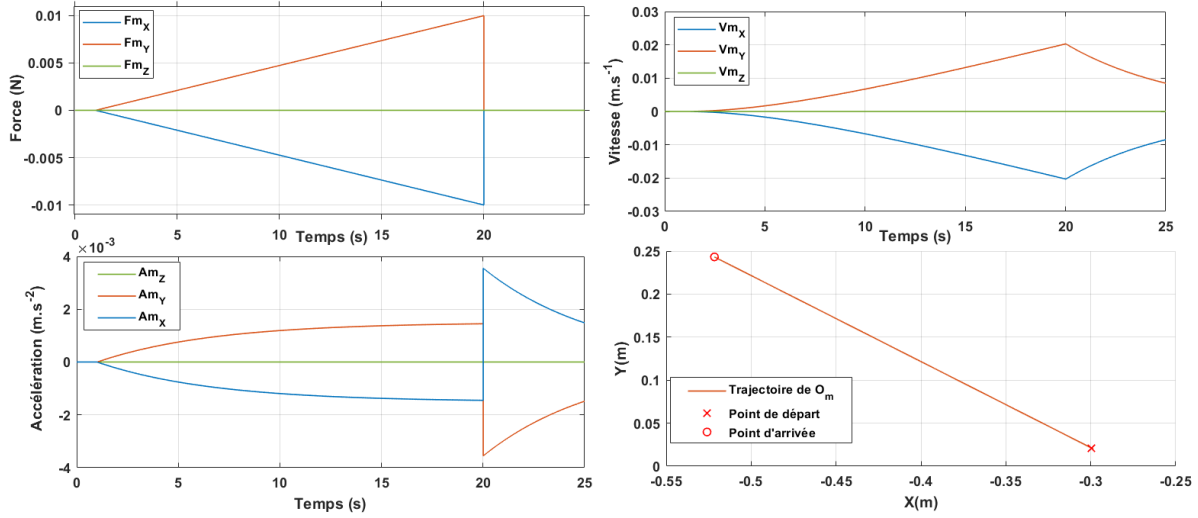


FIGURE IV.7 – Trajectoires d’effort, d’accélération, de vitesse et de position du point d’interaction  $O_m$  dans  $R_0$  pour un déplacement plan unidirectionnel

frottements sur la génération de trajectoire, pour l’heure nous analysons la transparence de la co-manipulation. Deux notions sont utilisées afin d’évaluer la transparence de la co-manipulation : La colinéarité entre les efforts et les déplacements et l’analyse de l’impédance de l’ensemble.

**La colinéarité force-déplacement :** Le concept de transparence entre l’opérateur et le robot décrit par [Bah18] et [Sar13] se traduit par une relation de colinéarité entre la vitesse désirée et les efforts appliqués par l’opérateur dans la même direction. Ce qui implique que l’angle entre le vecteur d’effort et le vecteur vitesse est presque nul. Pour ce faire les équations IV.17 doivent être vérifiées. Le résultat obtenu de ces équations, pour la simulation du mouvement rectiligne précédent est présenté à la figure IV.8.

$$\begin{aligned} \text{Vect} &= \vec{f}_m \times \vec{v}_m \approx 0 \\ \text{Scal} &= \vec{f}_m \cdot \vec{v}_m > 0 \end{aligned} \quad (\text{IV.17})$$

Comme le présente la figure IV.8, le produit scalaire entre les efforts et les déplacements est positif, ce qui implique que le mouvement est dans la direction de l’effort appliqué. Le produit vectoriel étant quasiment nul, alors les directions des vecteurs d’effort et de vitesse sont presque confondues. C’est ce que traduit la figure IV.9 représentant les différents vecteurs pour un mouvement en translation unidirectionnel. Ainsi le mouvement est donc cohérent avec les intentions de l’opérateur.

Une autre méthode d’évaluation de la transparence est l’analyse de l’impédance de l’ensemble.

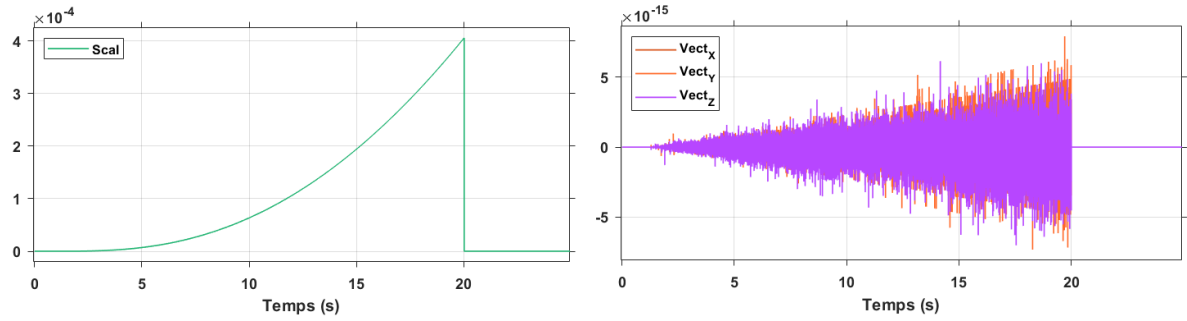


FIGURE IV.8 – Colinéarité entre les efforts et les déplacements

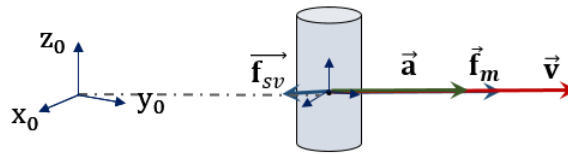


FIGURE IV.9 – Translation du solide virtuel

**Analyse de l'impédance** L'impédance mécanique est l'inverse de la souplesse mécanique, qui est la capacité qu'a le manipulateur de réagir aux forces d'interactions [Sar13]. En effet, plus l'impédance est grande plus le système est rigide, donc difficile à manipuler, elle permet de ce fait d'évaluer la transparence du geste. La matrice d'impédance ( $\mathbf{Z}_m$ ) au point d'interaction se calcule par la formule IV.18. Dans le cadre de notre étude nous nous intéressons uniquement aux éléments diagonaux de la matrice d'impédance, sans tenir compte des impédances de couplage. Ainsi le vecteur de la diagonale de la matrice d'impédance, noté  $\vec{z}_m$  dont la norme est calculée à l'équation IV.19, représente la rigidité de la co-manipulation au point  $O_m$  et dans les directions  $\vec{x}_0$ ;  $\vec{y}_0$  et  $\vec{z}_0$ . Le résultat obtenu pour cette simulation est présenté à la figure IV.10.

$$\vec{\mathbf{f}}_m = \mathbf{Z}_m \cdot \vec{\mathbf{v}}_m \tag{IV.18}$$

$$z_m = \|\vec{\mathbf{f}}_m\| / \|\vec{\mathbf{v}}_m\| \tag{IV.19}$$

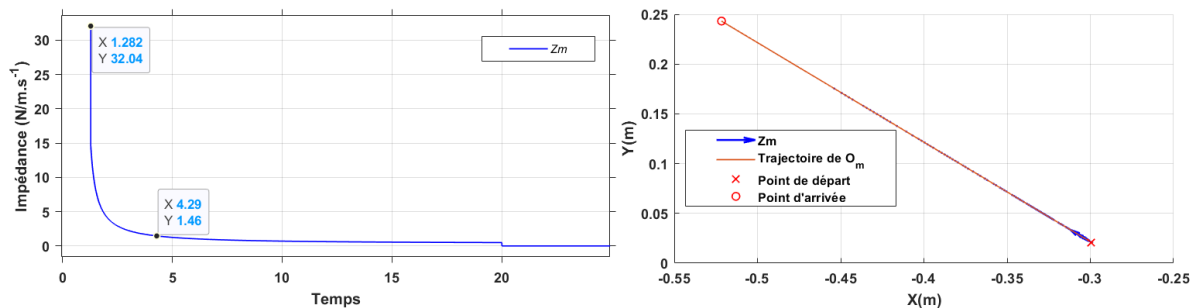


FIGURE IV.10 – Courbe de l'impédance pendant le mouvement

Nous pouvons observer sur les graphiques de la figure IV.10 que l'impédance est grande au début de la manipulation à environ  $32N/m.s^{-1}$ , puis baisse en  $3s$  à  $1.46N/m.s^{-1}$ . Ainsi, pour un mouvement en translation plane, le système est relativement rigide au début du mouvement, mais que la rigidité baisse très rapidement jusqu'à devenir quasi négligeable. Cette propriété est due à l'augmentation de l'influence de la vitesse sur le terme de l'accélération ; en effet, plus le temps avance, plus la vitesse augmente et plus l'accélération est réduite par l'influence des frottements visqueux.

La transparence de la génération de mouvement par la méthode du solide virtuel est donc démontrée pour une manipulation plane unidirectionnelle. Dans la deuxième simulation nous utilisons un déplacement plan avec changement de direction.

### 3.2.2 Translation plane avec changement de direction

Les efforts  $\mathbf{f}_m$  sont appliqués progressivement en  $O_m$  en faisant varier la direction d'application des efforts comme l'illustre la trajectoire en force présentée à la figure IV.11. Les frottements secs sont réglés à  $0 N$  et les frottements visqueux à  $3.5 N/m.s^{-1}$  dans toutes les directions.

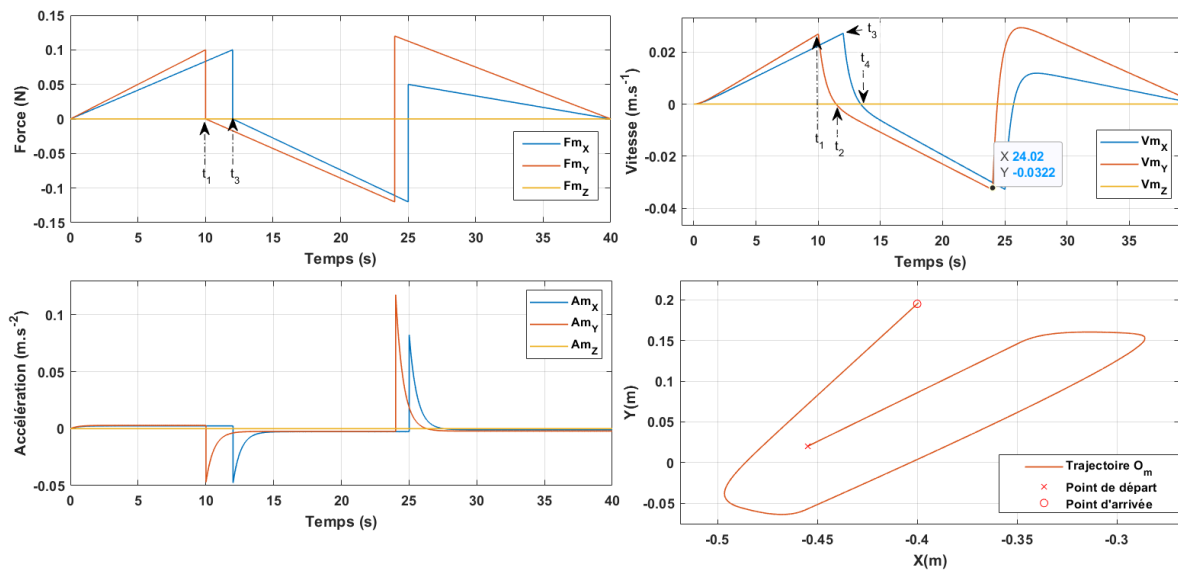


FIGURE IV.11 – Trajectoire d'effort, d'accélération, de vitesse et de position du point d'interaction  $O_m$  pour un mouvement plan avec changement de direction

Nous pouvons constater sur la figure IV.11 que les vitesses ne changent pas de direction au même instant que les forces. Cela est dû au déplacement non nul au moment du changement de direction et au frottements ( $\mathbf{f}_{sv}$ ) qui s'appliquent sur le système. Ainsi au moment du changement de direction d'application de l'effort, le système ayant déjà une vitesse non nulle doit d'abord décélérer jusqu'à annulation totale de la vitesse avant

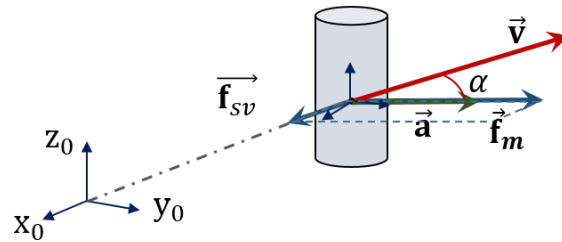


FIGURE IV.12 – Changement de direction

d'aller dans la direction de l'effort. A cause de la présence du frottement, le temps de ralentissement est augmenté. Il se produit donc un retard entre la direction des efforts appliqués et celle de la vitesse effective du système, comme l'illustre la figure IV.12. Nous verrons plus loin que plus les frottements sont petits, plus le système décélère ou accélère rapidement, ainsi l'angle  $\alpha$  entre les directions des vecteurs devient négligeable.

L'analyse de la transparence donne les résultats ci-dessous.

**Étude de la transparence** Comme l'illustre la figure IV.13 le produit vectoriel est quasiment négligeable dans les phases de mouvement rectiligne, de l'ordre de  $10^{-8}$ , avec des pics de l'ordre de  $10^{-3}$  dans les zones de changement de direction. Le produit scalaire reste supérieur à zéro durant tout le mouvement sauf au point  $a$  illustré sur la figure IV.13. Aussi, l'impédance de l'ensemble est grande au début du mouvement, puis décroît très rapidement comme cela est présenté à la figure IV.14.

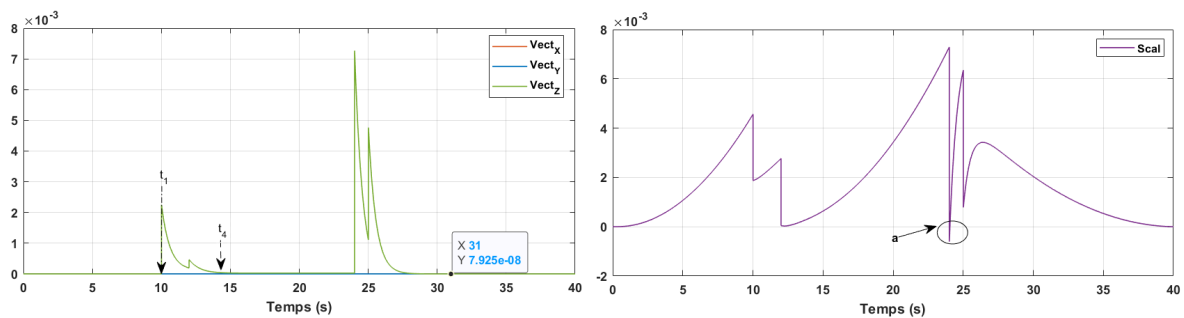


FIGURE IV.13 – Colinéarité entre les efforts et les déplacements pour un mouvement plan avec changement de direction

En effet au changement de direction, il se produit une phase de décélération (ou accélération), dont la durée dépend de la valeur des frottements réglés. Du fait du retard occasionné par la phase de décélération (ou accélération), un angle apparaît entre le vecteur vitesse et le vecteur d'effort. Dans cette zone, le produit vectoriel est donc systématiquement non négligeable. Quand le changement de direction est "progressif", le mouvement se fait dans la direction de l'effort appliqué, comme cela est traduit par



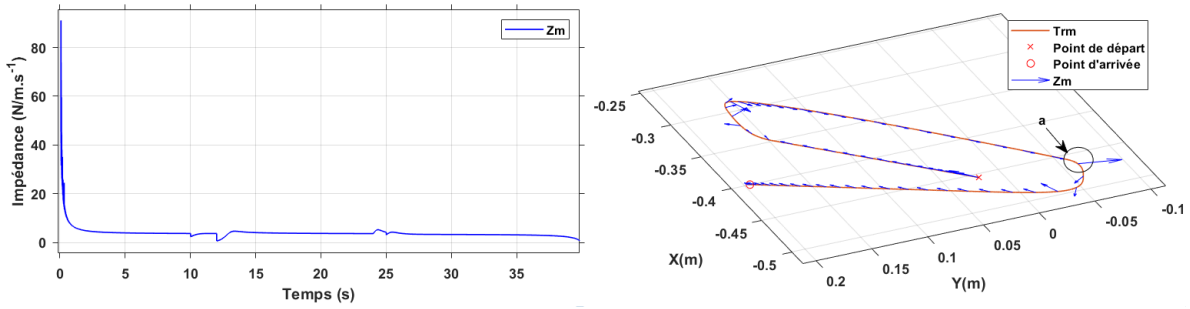


FIGURE IV.14 – Courbe de l'impédance pendant le mouvement (à gauche) et sur la trajectoire de  $O_m$  (à droite)

le produit scalaire qui reste supérieur à zéro. Toutefois durant ces phases la rigidité oscille, bien que sur des faibles amplitudes, à cause de la norme du vecteur d'effort qui varie brusquement. Au moment où une composante du vecteur vitesse s'annule (au changement du sens du mouvement), la rigidité suivant cette direction tend vers l'infinie, la composante du vecteur de rigidité est donc plus prépondérante suivant cette direction, mais la norme de la rigidité reste petite.

Si l'effort change brusquement sur une grosse amplitude alors que le système est déjà en mouvement, comme c'est le cas au point  $a$  des figures IV.13 et IV.14, des pics importants d'accélération sont générés. En effet, au point  $a$  par exemple, l'angle entre l'effort et la vitesse est supérieur à  $\pi/2$ . Dans ce cas le robot se déplace dans une direction opposée à celle de l'effort, le produit scalaire entre les deux vecteurs devient négatif. Le changement de direction est limité par l'accélération atteinte et les frottements. On comprend donc que la manipulation doit se faire en appliquant des efforts progressifs. Car si les efforts appliqués oscillent sur une grande amplitude en un temps relativement court, le retard entre les efforts et les vitesses n'a pas le temps d'être rattrapé, l'impédance devient alors importante suivant la direction considérée. Ce cas de figure ne correspond heureusement pas aux mouvements usuels de manipulation d'outils médicaux, où les efforts appliqués sont souples et maîtrisés.

Dans la suite nous étudions la trajectoire générée par la méthode du solide virtuel lorsque les efforts sont de forme hélicoïdale.

### 3.2.3 Mouvement hélicoïdal

Un effort  $\mathbf{f}_m$  est appliqué en  $O_m$  dans le plan  $(x_0, y_0)$ , tels que  $f_x = -0.05 \cdot \sin(\frac{\pi}{5} \cdot t)$ ,  $f_y = 0.05 \cdot \cos(\frac{\pi}{5} \cdot t)$  et  $f_z = 0.002 \cdot t$ . Les frottements secs sont nuls et les frottements visqueux égaux à  $0.35 N \cdot m \cdot s^{-1}$  dans toutes les directions. Les trajectoires de mouvement obtenues sont présentés à la figure IV.15.

Dans le cas d'un mouvement circulaire, du fait du mouvement du solide, l'accélération

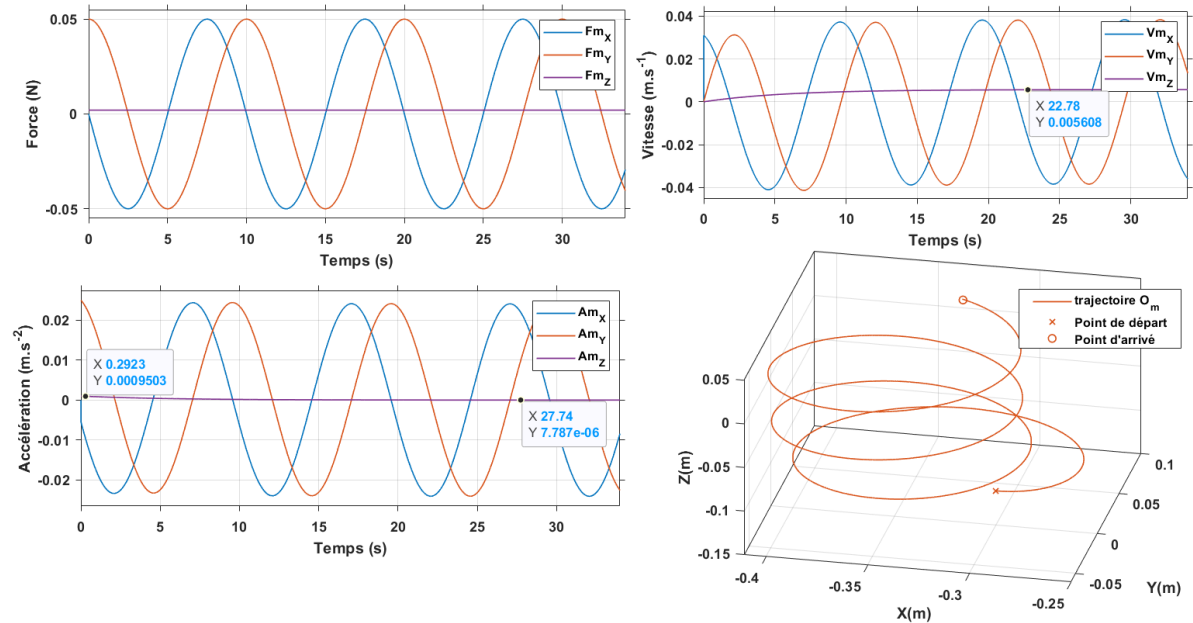


FIGURE IV.15 – Trajectoires d’effort, d’accélération, de vitesse et de position du point d’interaction  $O_m$ , lorsqu’un effort hélicoïdale est appliqué sur l’outil

et la vitesse sont orthogonaux. Or à cause des forces de frottement, l’accélération est en retard d’un angle  $\alpha$  par rapport aux efforts. Ce qui implique que le vecteur vitesse et le vecteur d’effort forment un angle  $\beta = \frac{\pi}{2} - \alpha$ , comme le présente la figure IV.16. Le critère de transparence qui consiste à avoir l’effort et la vitesse toujours colinéaires ne peut pas se vérifier dans le cas d’un mouvement circulaire.

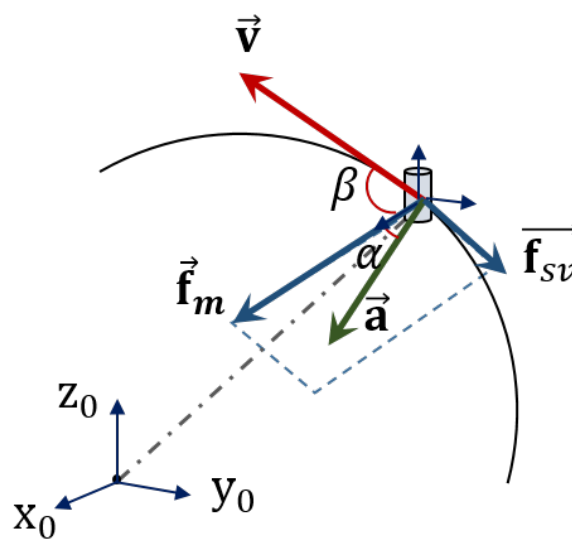


FIGURE IV.16 – Mouvement circulaire du solide virtuel

Si les frottements sont négligeables,  $\beta = \frac{\pi}{2}$ , le produit scalaire est soit nul, soit

supérieur à zéro et le produit vectoriel est toujours différent de zéro. C'est ce qu'illustre la figure IV.17 pour le mouvement hélicoïdal, et c'est ce qui justifie en partie le produit vectoriel non nul de la figure IV.13 lorsque la trajectoire devient curviligne (en phases décélération et accélération).

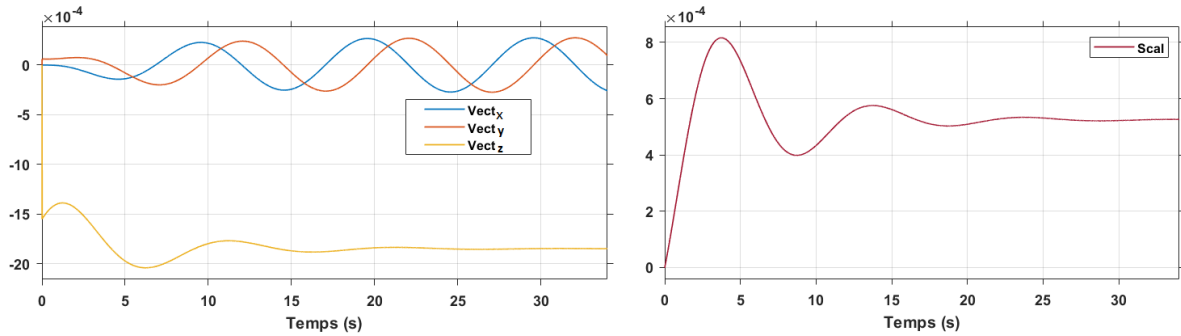


FIGURE IV.17 – Colinéarité entre les efforts et les déplacements pour un mouvement hélicoïdal

L'analyse de l'impédance montre que la rigidité au point de manipulation se comporte comme un système harmonique amorti (figure IV.18). Dans les virages, l'une des composantes du vecteur vitesse étant égal à zéro, la rigidité suivant cette composante tend vers l'infinie mais la rigidité perçue par l'opérateur reste faible et tend à se stabiliser.

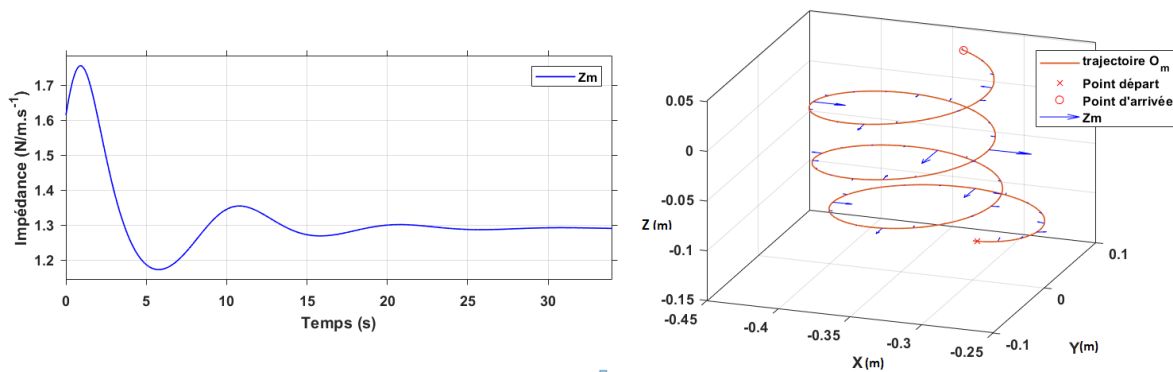


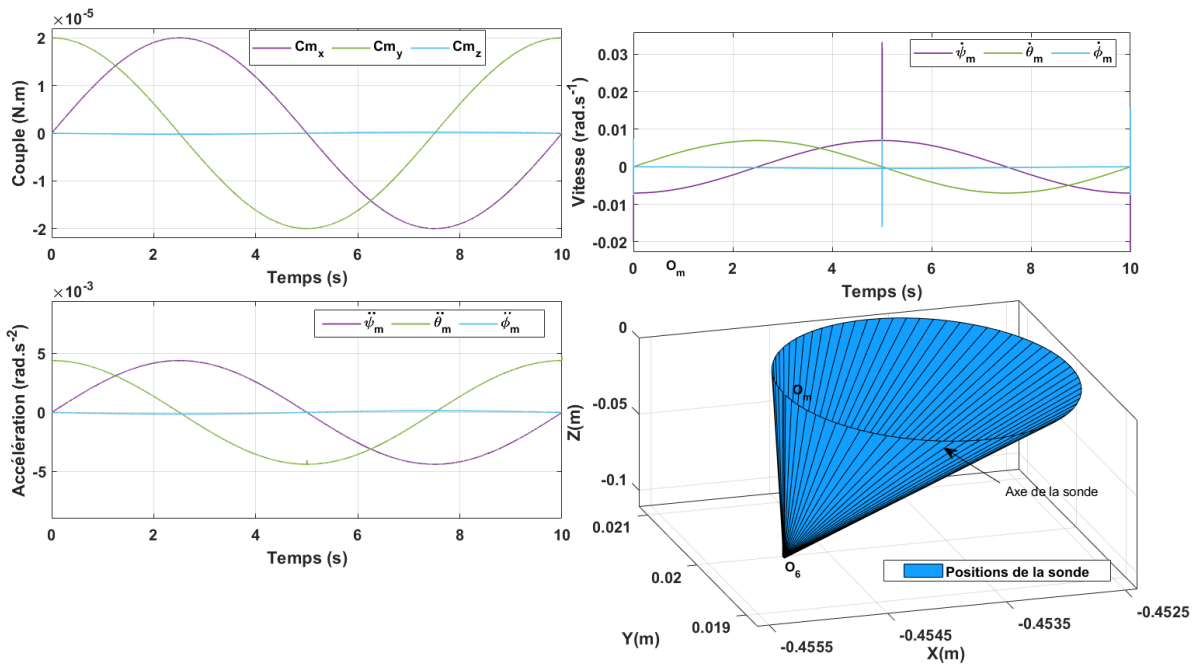
FIGURE IV.18 – Rigidité en  $O_m$  pour un mouvement hélicoïdal

Ces trois différents essais ont permis d'analyser la transparence de la méthode de génération de trajectoire pour des mouvements en translation et circulaire. Nous avons vu que la trajectoire générée est cohérente avec les intentions de l'opérateur et que la rigidité de la co-manipulation est relativement faible. Nous avons également remis en cause certains critères d'analyse de la transparence présentes dans la littérature. Toutefois la manipulation d'un solide peut nécessiter des mouvements de rotation, ainsi nous montrons dans la section suivante la cohérence de la méthode de génération de

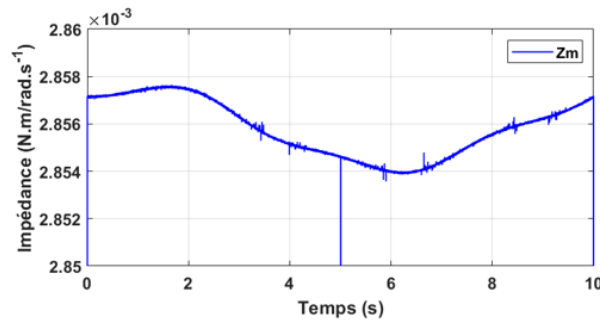
mouvement lorsque des couples de co-manipulation sont appliqués. Ainsi la simulation suivante étudie la transparence du mouvement lors que le solide est rotation autour d'un point fixe.

### 3.2.4 Rotation autour d'un point fixe

Comme l'illustre la figure IV.19a, un couple  $\mathbf{C}_m = 0.02 \cdot \sin(\frac{\pi}{5} \cdot t) \vec{x}_0 + 0.02 \cdot \cos(\frac{\pi}{5} \cdot t) \vec{y}_0 - 0.0031 \cdot \sin(\frac{\pi}{4.5}) \vec{z}_0$  est exercé en  $O_m$ , de sorte à créer une rotation de la sonde autour du point de manipulation  $O_m$ . Les efforts de translation sont nuls et le segment  $O_m O_6$



(a) Trajectoire d'effort, d'accélération, de vitesse et de position du segment  $O_6 O_m$  de la sonde, lorsqu'un couple pur est appliqué en  $O_m$



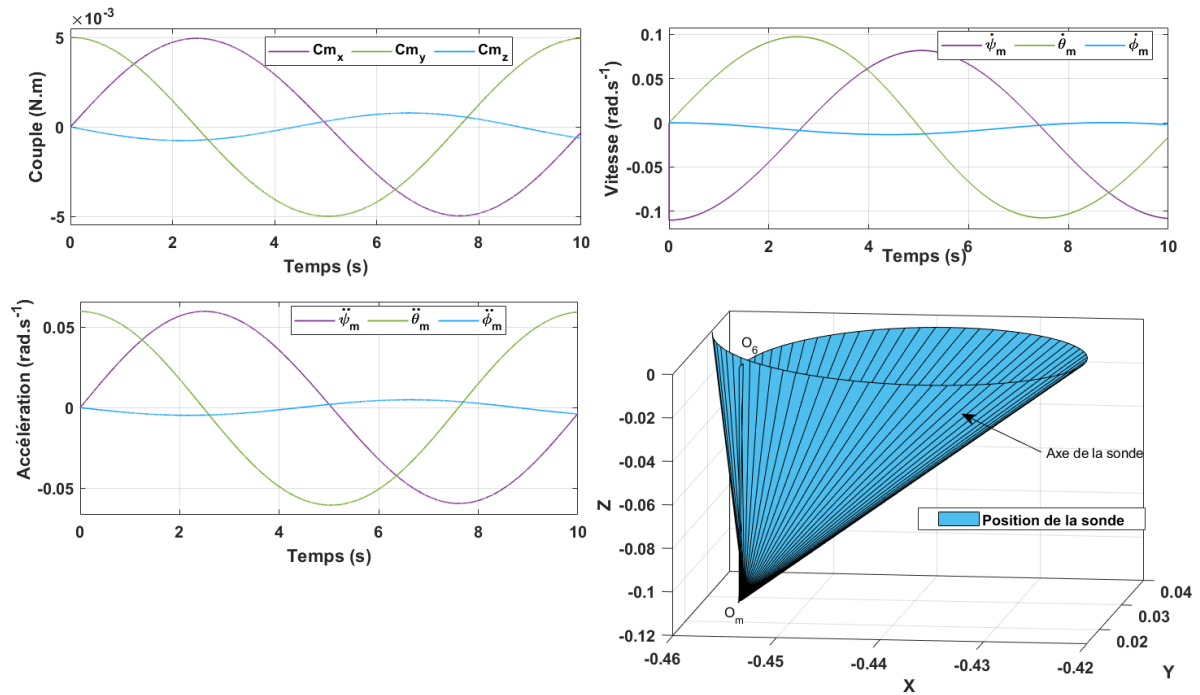
(b) Impédance en rotation

FIGURE IV.19 – Rotation autour de  $O_m$  pour  $r = 0.04m$

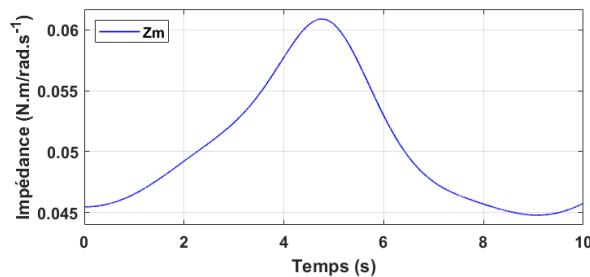
tourne autour du point fixe  $O_m$ . Les vitesses et les accélérations angulaires du repère lié à  $O_m$  sont telles que  $\psi$ ,  $\theta$  et  $\phi$  représentent respectivement les angles de roulis,

tangage et lacet du repère lié à  $O_m$ . Tous les frottements secs (rotation et translation) sont nuls. Les frottements visqueux en rotation sont nuls et les frottements visqueux en translation sont égaux à  $3.5N/m.s^{-1}$  suivant  $x_0$  et  $y_0$ ;  $7N/m.s^{-1}$  suivant  $z_0$  afin de stabiliser la position de  $O_m$ . L'impédance en rotation est présentée à la figure IV.19b. Le calcul de l'impédance en rotation répond à la même formule que celle en translation, en remplaçant les forces par les couples et les vitesses en translation par les vitesses en rotation. L'analyse de cette impédance à la figure IV.19b montre que le système est souple en rotation, avec une inertie ressentie de l'ordre de  $10^{-3}kg/m^2$ . Cette inertie est relativement faible et peut faire perdre à l'opérateur la sensation de manipulation attendue vis-à-vis de l'outil.

Pour améliorer ce ressenti, il est intéressant de modifier les paramètres d'inertie du



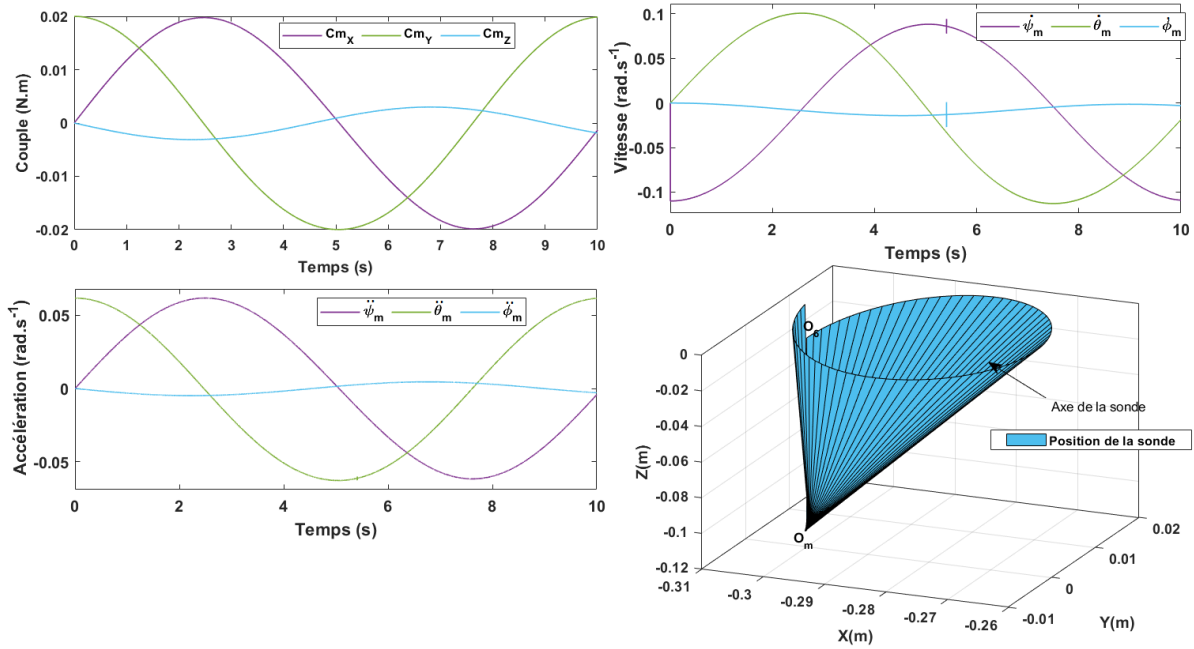
(a) Trajectoire d'effort, d'accélération, de vitesse et de position du segment  $O_6O_m$  de la sonde, lorsqu'un couple pur est appliqué en  $O_m$



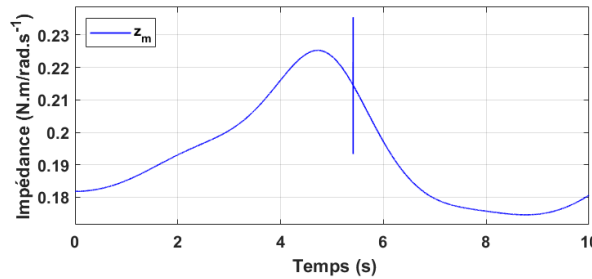
(b) Impédance en rotation

FIGURE IV.20 – Rotation autour de  $O_m$  pour  $r = 0.4m$

solide virtuel. Ainsi, nous avons réalisé deux essais du mouvement, pour un rayon du solide virtuel paramétré à  $r = 0.4m$  et à  $r = 0.8m$ . Les résultats obtenus, pour chaque cas, sont présentés respectivement à la figure IV.20 et à la figure IV.21.



(a) Trajectoire d'effort, d'accélération, de vitesse et de position du segment  $O_6O_m$  de la sonde, lorsqu'un couple pur est appliqué en  $O_m$



(b) Impédance en rotation

FIGURE IV.21 – Rotation autour de  $O_m$  pour  $r = 0.8m$

Comme l'illustrent les différents graphes aux figures IV.19a, IV.20 et IV.21, les efforts exercés par l'opérateur sont plus importants à mesure que l'inertie augmente. L'impédance au point d'interaction évolue de la même manière que les couples appliqués, pour une inertie ressentie d'environ  $0.05kg/m^2$  lorsque le rayon vaut  $0.4m$  ; et  $0.2kg/m^2$  lorsque le rayon vaut  $0.8m$ . Ces résultats montrent que les paramètres du solide virtuel peuvent être ajustés selon la perception attendue, pour améliorer l'interaction.

### 3.2.5 Conclusion

Dans cette section nous avons implémenté en simulation, la stratégie de génération de mouvement par la méthode du solide virtuel. Celle-ci a été évaluée sur la base de deux méthodes cognitives d'évaluation de la transparence du guidage manuel présentes dans la littérature. Les évaluations ont démontré que la méthode proposée permet de générer un mouvement souple au point co-manipulé, pour des mouvements en translation et/ou en rotation. Pour les mouvements en translation, nous avons montré que la trajectoire est toujours cohérente avec les intentions de l'opérateur, grâce au critère de colinéarité des vecteurs d'effort et de déplacement. Toutefois, nous avons vu que le critère de colinéarité ne permet pas d'évaluer la transparence lorsque les mouvements sont circulaires, nous nous sommes basés alors sur l'analyse de la rigidité pour évaluer ces mouvements. D'autres critères d'évaluation de la transparence sont cités dans l'état de l'art, ceux-ci seront utilisés dans le chapitre suivant pour évaluer la méthode proposée implémentée en expérimentation. Toutefois avant d'aborder l'implémentation expérimentale, nous proposons une méthode de réglage des paramètres influençant la génération de trajectoire.

L'élaboration du simulateur à nécessité de choisir un solide virtuel et des paramètres de frottements caractérisants l'environnement où est manipulé le solide. En dehors des efforts appliqués par l'opérateur, les frottements et les caractéristiques du solide virtuel influencent la trajectoire obtenue. Après avoir montré que l'inertie du solide virtuel permet d'améliorer le ressenti de la co-manipulation, dans la section suivante, nous étudions l'influence des frottements et de la masse du solide virtuel sur la trajectoire obtenue.

## 4 Influence des paramètres sur le mouvement

Dans cette section, l'objectif est de montrer comment chaque paramètre du modèle de génération de trajectoire par solide virtuel agit sur la trajectoire générée. Différents paramètres influencent la trajectoire, il y a les paramètres caractérisant le solide virtuel (la masse virtuelle  $m_v$  et les dimensions du solide virtuel), les paramètres modélisant l'environnement où évolue le solide virtuel (caractérisé par les matrices diagonales de frottements secs  $\mathbf{F}_s$  et visqueux  $\mathbf{F}_v$  de dimension  $6 \times 6$ ) et les caractéristiques intrinsèques au robot (les seuils d'accélération  $\mathbf{a}_{lim}$ , de vitesse  $\mathbf{v}_{lim}$  et de l'espace de travail  $\mathbf{x}_{lim}$ ), comme l'illustre la figure IV.22.

Pour étudier l'influence de ces paramètres, nous analysons la continuité de la trajectoire de position et de ses dérivées. En effet, la continuité des trajectoires est un critère qui permet d'évaluer la transparence de la co-manipulation. Plus ces dernières sont

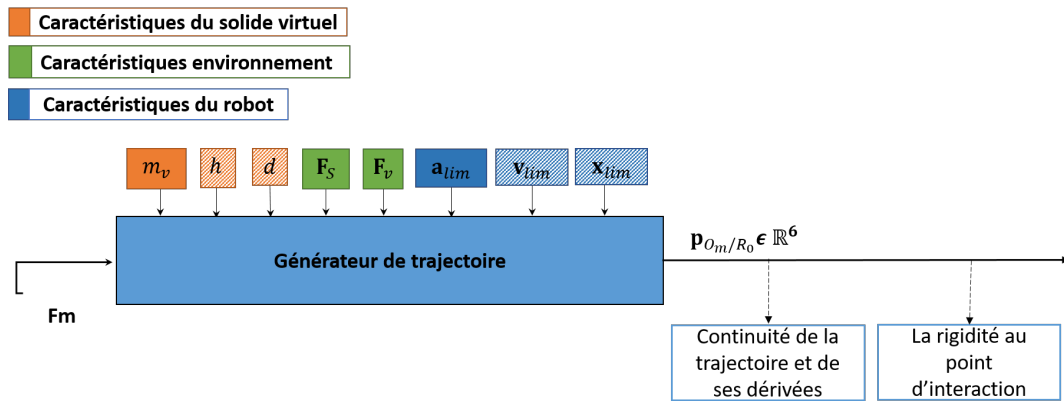


FIGURE IV.22 – Paramètres influençant le générateur de trajectoire

continues, plus le système est transparent [Mil+18] [Jar+10]. Aussi, nous comparons l'impédance au point de manipulation, caractérisant la rigidité en ce point.

Pour tous les essais, le mouvement de la sonde est plan et l'effort appliqué, dont la caractéristique est présentée à la figure IV.23, est le même. Cet effort correspond à celui du second essai de la section précédente. Nous choisissons d'étudier successivement l'influence de la masse virtuelle, du frottement sec et du frottement visqueux sur la trajectoire cartésienne générée. Sachant que les paramètres étudiés influencent de la même manière la génération de trajectoire en rotation. Les paramètres réglés pour les essais sont consignés dans le tableau IV.2. L'essai de référence est représenté sans le symbole *prime* (') et l'essai comparatif avec ce symbole. Les résultats obtenus sont présentés à la suite.

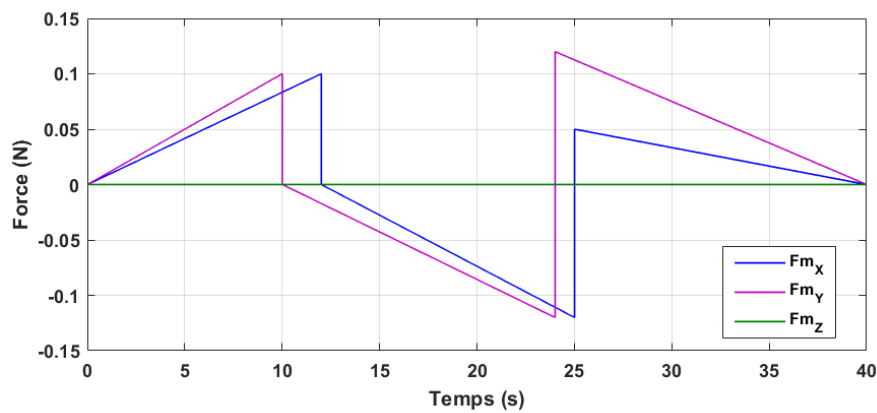


FIGURE IV.23 – Effort appliqué pour l'analyse de l'influence des paramètres



Tableau IV.2 – Valeurs réglées pour l'étude de l'influence des paramètres sur la trajectoire

But de l'expérience	Exp	$m_v(kg)$	frot.sec(N)	frot.vis( $N/m.s^{-1}$ )
Influence de la masse virtuelle, figure IV.24	sans '	2	0	3.5
	avec '	0.2	0	3.5
Influence du frottement sec, figure IV.25	sans '	2	0	3.5
	avec '	2	0.01	3.5
Influence du frottement visqueux, figure IV.26	sans '	2	0	3.5
	avec '	2	0	7

#### 4.1 Analyse de l'influence de la masse virtuelle

Dans les conditions expérimentales présentées sur le tableau IV.2, deux simulations sont réalisées afin d'évaluer le comportement du robot lorsque la masse virtuelle est à  $2kg$  ou à  $0.2kg$ . Le résultat obtenu est présenté à la figure IV.24. Les indices avec prime correspondent aux trajectoires de l'essai comparatif (avec  $m_v = 0.2kg$ ).

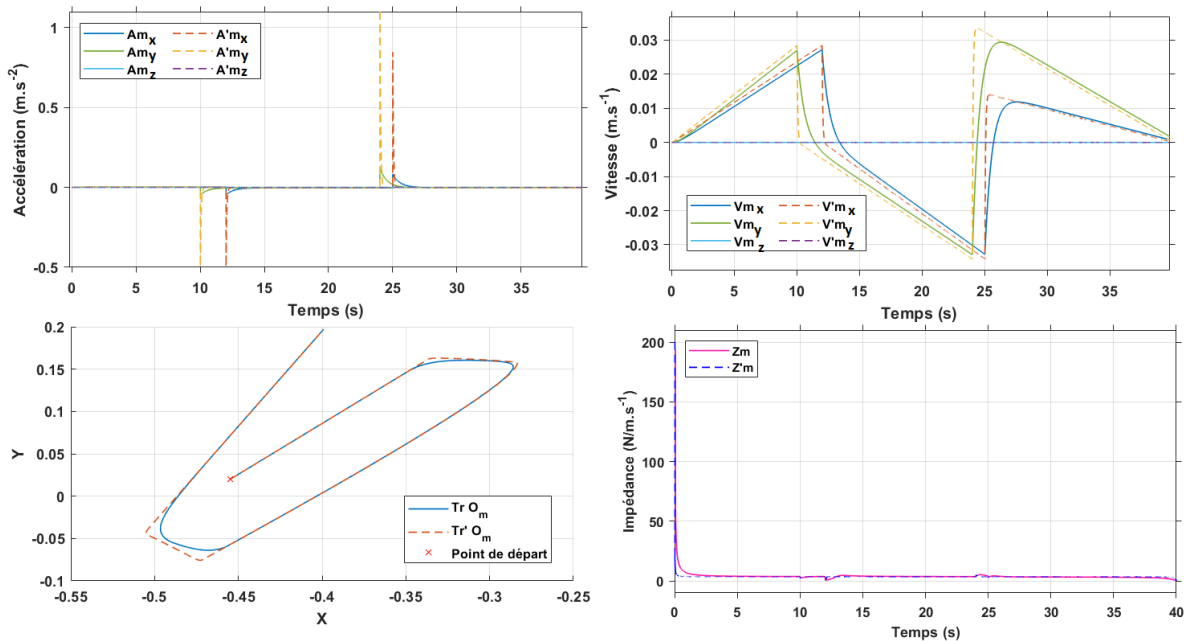


FIGURE IV.24 – Analyse de l'influence de la masse virtuelle

Comme l'illustre les courbes de la figure IV.24, lorsque la masse virtuelle est petite les phases de décélération sont plus courtes. Ainsi le changement de direction du solide est réalisé plus rapidement. De plus, la rigidité de l'ensemble est plus faible. Donc, plus la masse est petite, plus elle est facile à manipuler. Toutefois, une très petite masse sera sensible aux moindres variations d'effort et donc générera des oscillations sur le

mouvement.

## 4.2 Analyse de l'influence du frottement sec

Pour l'analyse de l'influence des frottements secs, un essai *prime* est réalisé avec les efforts de frottements secs réglés à  $0.01N$  dans toutes les directions. Sachant que dans l'essai principal, les frottements secs sont nuls (tableau IV.2). Le résultat obtenu est présenté à la figure IV.25.

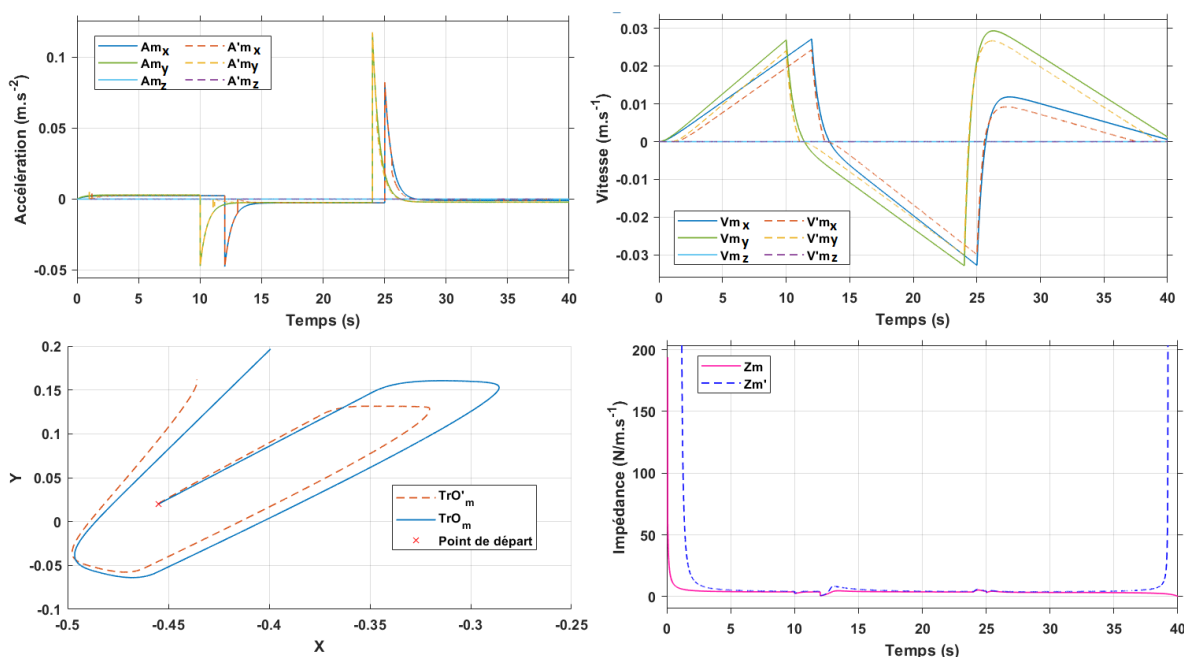


FIGURE IV.25 – Analyse de l'influence du frottement sec

Les frottements secs ont pour effet de seuiliser l'effort appliqué. Le mouvement se produit donc avec un retard par rapport à l'effort appliqué, visible sur la caractéristique de l'impédance. Les frottements doivent être petits pour assurer la continuité de la trajectoire d'accélération au démarrage et éviter des forts pics d'oscillations qui créent des à-coups ou vibrations perceptibles durant la co-manipulation. Toutefois, l'effet du seuillage peut être intéressant expérimentalement pour éviter des mouvements parasites liés à la précision de la mesure.

## 4.3 Analyse de l'influence du frottement visqueux

Dans les conditions expérimentales présentées sur le tableau IV.2, deux simulations sont réalisées afin d'évaluer le comportement du robot lorsque qu'on choisit de paramétrer les forces de frottements visqueux à  $3.5N/m.s^{-1}$  (expérience de référence) ou à  $7N/m.s^{-1}$  (expérience en prime). Le résultat obtenu est présenté à la figure IV.26.

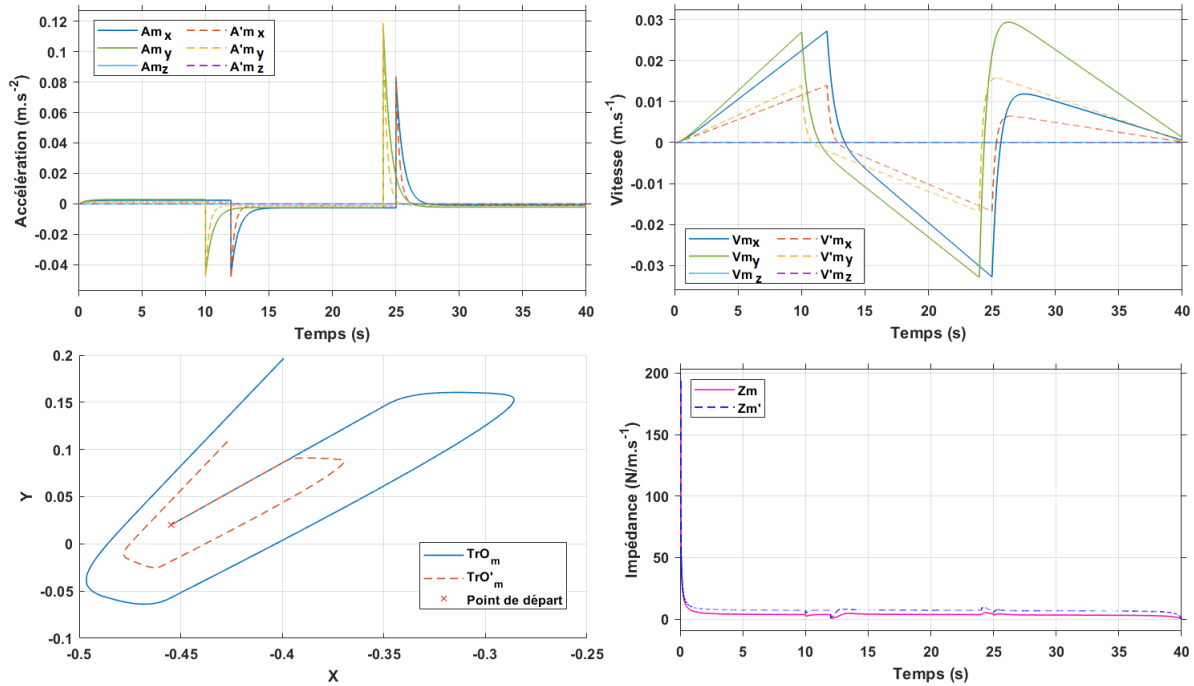


FIGURE IV.26 – Analyse de l'influence du frottement visqueux

Comme le traduit les différents graphiques, plus le frottement visqueux est grand, plus le système est rigide. En effet, les frottements visqueux lissent l'accélération, de sorte à ne pas atteindre les accélérations et vitesses maximales du robot. Car, lorsque ces paliers sont atteints la manipulation n'est plus logique pour l'opérateur dont l'intention est d'aller plus vite lorsqu'il exerce des efforts plus grands. Les frottements visqueux doivent donc être réglés de sorte à avoir une faible rigidité et un mouvement cohérent de co-manipulation.

L'analyse de l'impact de ces paramètres est intéressante car elle permet de définir comment chacun d'eux influencent la transparence, et donne des indications sur la façon de les régler pour améliorer la manipulation.

## 5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons proposée une nouvelle méthode de génération de trajectoire pour la co-manipulation humain-robot. La méthode se base sur les lois générales de la dynamique newtonienne et sur la notion de solide virtuel. L'apport de cette méthode est qu'elle permet de générer un mouvement par principe transparent et intuitif lors de la co-manipulation et qui correspond au comportement des objets manipulés au quotidien par l'opérateur humain. Nous avons étudié la transparence de la méthode proposée en utilisant des méthodes d'analyse présentes dans la littérature. Montrant ainsi que, sur

des trajectoires cartésiennes et en rotation, le mouvement de co-manipulation est souple et cohérent avec les intentions de l'opérateur humain. De plus, nous avons nuancé le critère de colinéarité force-déplacement, comme critère d'évaluation de la transparence car il n'est pas vérifié sur des trajectoires circulaires. Enfin, nous avons vu que le mouvement généré dépend, en souplesse et en trajectoire, des caractéristiques données au solide virtuel. Ainsi nous avons étudié l'influence de la masse et des frottements sur les trajectoires générées. Ce qui a permis de définir une logique de réglage des paramètres utilisée en expérimentation pour ajuster la souplesse et transparente selon les ressentis de l'opérateur.

Dans le chapitre suivant, nous présentons les résultats de l'implémentation expérimentale de la génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel.



# Chapitre V

## Étude expérimentale de la stratégie de génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel

### Sommaire

---

<b>1</b>	<b>Environnement matériel et logiciel . . . . .</b>	<b>110</b>
1.1	Capteur d'effort . . . . .	110
1.2	Application de <i>HandGuidance</i> . . . . .	111
<b>2</b>	<b>Analyse expérimentale de la génération de mouvement par la méthode du solide virtuel . . . . .</b>	<b>113</b>
2.1	Étude comparative de la méthode du solide virtuel et de la méthode classique sur un mouvement en translation . . . . .	113
2.2	Influence du robot sur la génération de la trajectoire . . . . .	117
<b>3</b>	<b>Perspectives sur la mise en place d'un simulateur pour la prise en compte de l'influence du robot . . . . .</b>	<b>121</b>

---

### Introduction

Au chapitre [IV](#) nous avons montré par des simulations que la stratégie de génération de trajectoire utilisant la méthode du solide virtuel est transparente et cohérente avec les intentions de l'opérateur. Dans ce chapitre nous montrons de façon expérimentale que cette méthode permet une assistance au geste en réduisant les efforts de manipulation, tout en étant transparente et cohérente pour l'opérateur, par rapport à une stratégie en impédance. Pour ce faire, la méthode de génération de trajectoire est implémentée sur le robot industriel Stäubli *TX2 60* et comparée à la méthode classique de co-manipulation

robotique basée sur la commande en impédance. L'implémentation expérimentale a nécessité la création d'une application interfacée avec la commande interne du robot. La réalisation de cette application a vu son aboutissement grâce à la contribution de HUBERT Maxime (étudiant de master sur ces travaux). L'application est l'objet d'un dépôt à l'Agence pour la Protection des Programmes.

Dans un premier temps, nous présentons l'environnement matériel et logiciel expérimentaux. Puis nous présentons les résultats comparatifs de la co-manipulation robotique par la méthode du solide virtuel avec la méthode classique en impédance.

## 1 Environnement matériel et logiciel

La méthode de génération de trajectoire utilisant le principe du solide virtuel est implémentée dans le robot Stäubli *TX2 60*. Afin de calculer les efforts appliqués par l'opérateur, un capteur d'effort doit être monté sur le robot. Pour calculer la trajectoire induite par ces efforts, un algorithme basé sur notre méthode de calcul de la trajectoire doit être implémenté sur le robot. Dans cette section nous présentons le capteur d'effort utilisé et l'intégration de la méthode de génération de trajectoire dans le robot.

### 1.1 Capteur d'effort

Afin de mesurer les efforts appliqués par l'opérateur, un capteur d'effort six axes à jauges de contraintes Schunk FTN GAMMA 65-5 (figure V.1) est monté sur le robot. Il possède une résolution en force de  $0.015N$  suivant les axes  $x$  et  $y$ ,  $0.025N$  suivant l'axe  $z$  et une résolution en couple de  $0.001N.m$  dans toutes les directions. Il mesure des forces variées sur une plage de  $\pm 65N$  suivant les axes  $x$  et  $y$ , et sur  $\pm 200N$  suivant l'axe  $z$ . Les couples sont mesurés sur une plage de  $\pm 5N.m$  dans toutes les directions. Les mesures capteurs sont utilisées en données d'entrée de l'application *HandGuidance*.

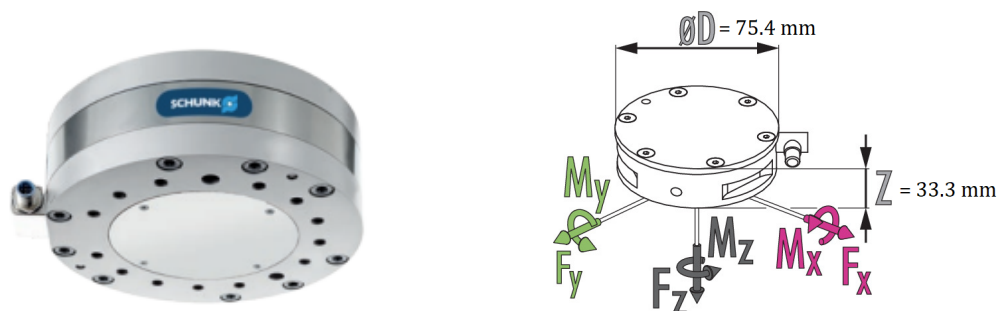


FIGURE V.1 – Capteur d'effort utilisé pour les essais expérimentaux, Schunk FTN GAMMA 65-5

L'application permettant d'interagir par guidage manuel grâce à la méthode proposée est appelée *HandGuidance*. Nous décrivons son fonctionnement global dans la section ci-dessous.

## 1.2 Application de *HandGuidance*

Dans cette section nous décrivons brièvement l'application *HandGuidance* implémentée dans le robot Stäubli *TX2 60*. Cette application peut être utilisée soit pour mettre en œuvre une méthode de co-manipulation par solide virtuel ou par impédance. L'implémentation de ces deux méthodes permet de les comparer.

### 1.2.1 Description

L'écriture de l'application se fait en langage VAL3 dans le logiciel Staubli Robotics Suite, dédié aux robots de la marque Stäubli. L'application de *HandGuidance* possède 42 programmes VAL3 dont les tâches sont soit synchrones, soit asynchrones. Cinq programmes principaux permettent de générer la trajectoire par la méthode du solide virtuel ou par la méthode en raideur. Les autres programmes servent à gérer les butées, à gérer le bon déroulement de l'interaction sur l'interface, à faire des calculs nécessaires aux cinq principaux programmes, ou encore à gérer l'enregistrement des données expérimentales, etc. Lorsque l'application est lancée, un programme **Start** s'exécute, l'application s'arrête lorsque l'opérateur le souhaite ou lorsqu'une condition de fermeture est atteinte. Le programme **Stop** est alors exécuté. Un programme **Initialisation** permet de définir toutes les données d'initialisation du guidage manuel, entre autres la configuration initiale du robot et les caractéristiques du solide virtuel (la masse, les coefficients de frottement...), ou les caractéristiques d'impédance, etc. Ces conditions initiales peuvent être modifiées pendant la manipulation, grâce à une interface humain-robot permettant d'interagir avec l'application depuis le TeachPendant (boîtier de commande pour la programmation des mouvements d'un robot). Lorsque l'application est lancée, l'opérateur peut choisir de générer la trajectoire par la méthode du solide virtuel ou par la méthode en impédance.

### 1.2.2 Implémentation de la méthode du solide virtuel et de la méthode en impédance

L'application globale implémentée dans le robot pour les essais expérimentaux compile deux stratégies de génération de trajectoire : la génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel et la génération de trajectoire par la méthode classique en impédance. Le schéma principal de l'application est présenté à la figure V.2. Le programme appelé **CalculMotion** permet de calculer l'accélération par la méthode du solide virtuel.



Le programme nommé **Tracking** permet de calculer la trajectoire par la méthode en impédance. Lorsque l'application *Handguidance* est lancée, le programme **Start** s'exécute. Les tâches principales présentées à la figure V.2 sont créées. Puis, le programme attend que l'opérateur fasse son choix de co-manipulation. Lorsque le choix est fait, l'opérateur peut entamer la co-manipulation, la trajectoire désirée est calculée en utilisant le programme correspondant à la méthode de génération de trajectoire choisie.

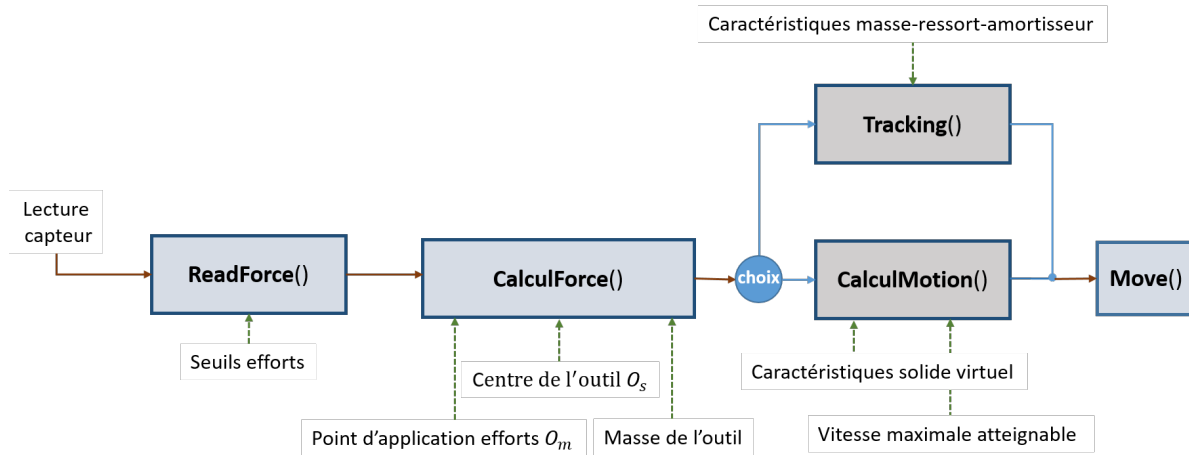


FIGURE V.2 – Schéma fonctionnel de l'application *Handguidance*

Ainsi, schématiquement, le programme **ReadForce** fait l'acquisition des données provenant du capteur. Il traite les efforts lus par le capteur. Ces efforts sont ensuite utilisés par le programme **CalculForce** qui estime, selon l'équation IV.15, les efforts appliqués par l'opérateur. Si au début de la co-manipulation, l'opérateur choisit la méthode de génération de trajectoire utilisant la notion du solide virtuel, alors c'est le programme **CalculMotion** qui s'exécute. Les efforts appliqués par l'opérateur sont utilisés dans le programme **CalculMotion** pour déterminer l'accélération induite par des efforts de manipulation, selon l'équation IV.11 décrite au chapitre IV. Par la méthode d'intégration des trapèzes, la vitesse et la position désirées sont calculées. Lors de l'intégration, si la vitesse désirée est supérieure à la vitesse admissible en co-manipulation (ou au seuil paramétré), la vitesse est limitée à la valeur maximale. De même, si la position désirée est en dehors des limites définies de l'espace de travail, le robot reste en butée. Finalement, le programme **Move** exécute le mouvement du robot jusqu'à la position désirée. Si au début de la co-manipulation, c'est la génération de trajectoire en impédance qui est choisie, c'est le programme **Tracking** qui s'exécute après le programme **CalculForce**. Il calcule la position désirée par les efforts de manipulation suivant la formule V.1, avec  $\mathbf{Z}$  qui représente la matrice d'impédance désirée du système en rotation et/ou translation. Le système est, dans la plupart des cas, analogue à un système masse-ressort-amortisseur. Le programme vérifie les limites en position avant que le programme **Move** ne s'applique.

$$\begin{aligned} d\mathbf{x} &= \text{inv}(\mathbf{Z}).\mathbf{f}_m \\ d\boldsymbol{\theta} &= \text{inv}(\mathbf{Z}).\mathbf{C}_m \end{aligned} \tag{V.1}$$

Différents essais sont réalisés visant à montrer que la méthode de génération de trajectoire utilisant le solide virtuel est transparente expérimentalement et qu'elle génère moins de sensations de choc que la méthode classique en impédance.

## 2 Analyse expérimentale de la génération de mouvement par la méthode du solide virtuel

Dans cette section nous montrons que la génération de mouvement par la méthode du solide virtuel permet de réduire les sensations de chocs lors de la co-manipulation. Pour ce faire, nous analysons la continuité des trajectoires d'accélération, de vitesse et de position du point de co-manipulation, comme le proposent [Mil+18] et Jarrasse [Jar+10]. Pour commencer, nous montrons que les efforts de manipulation et les couples mécaniques déployés par le robot sont moins importants lorsque la trajectoire est générée par la méthode du solide virtuel, comparativement à la méthode en impédance.

### 2.1 Étude comparative de la méthode du solide virtuel et de la méthode classique sur un mouvement en translation

Pour commencer, nous présentons les résultats comparatifs de la méthode du solide virtuel et la méthode en impédance sur un mouvement cartésien.

#### 2.1.1 Paramétrage des deux méthodes

Afin de réaliser nos essais expérimentaux, la méthode du solide virtuel et la méthode impédance sont paramétrées :

- Pour la méthode utilisant la notion du solide virtuel, les caractéristiques du solide considéré sont ceux d'un système de forme cylindrique, afin de le rapprocher de la forme de la sonde échographique. Sa masse est de  $2kg$ , son diamètre  $d = 80mm$  et sa hauteur  $h = 150mm$ . Les coefficients de frottement visqueux sont réglés à  $1N.s/m$  dans toutes les directions en translation, les frottements secs sont réglés à  $0.01N$ . Ces données sont utilisées dans le programme `CalculMotion`.
- Pour la méthode classique en impédance, l'impédance du système est fixe. Le système est considéré comme un ressort de raideur  $k = 6N/m$  dans toutes les directions. Ce paramètre est utilisé dans le programme `Tracking`.

### 2.1.2 Analyse des efforts de manipulation

Les efforts de manipulation déployés lors de la co-manipulation par la méthode du solide virtuel (notés **FmSV**) et par la méthode en impédance (notés **FmR**) sont présentés à la figure V.3 à gauche. Les trajectoires correspondantes sont présentées sur la figure V.3 à droite.

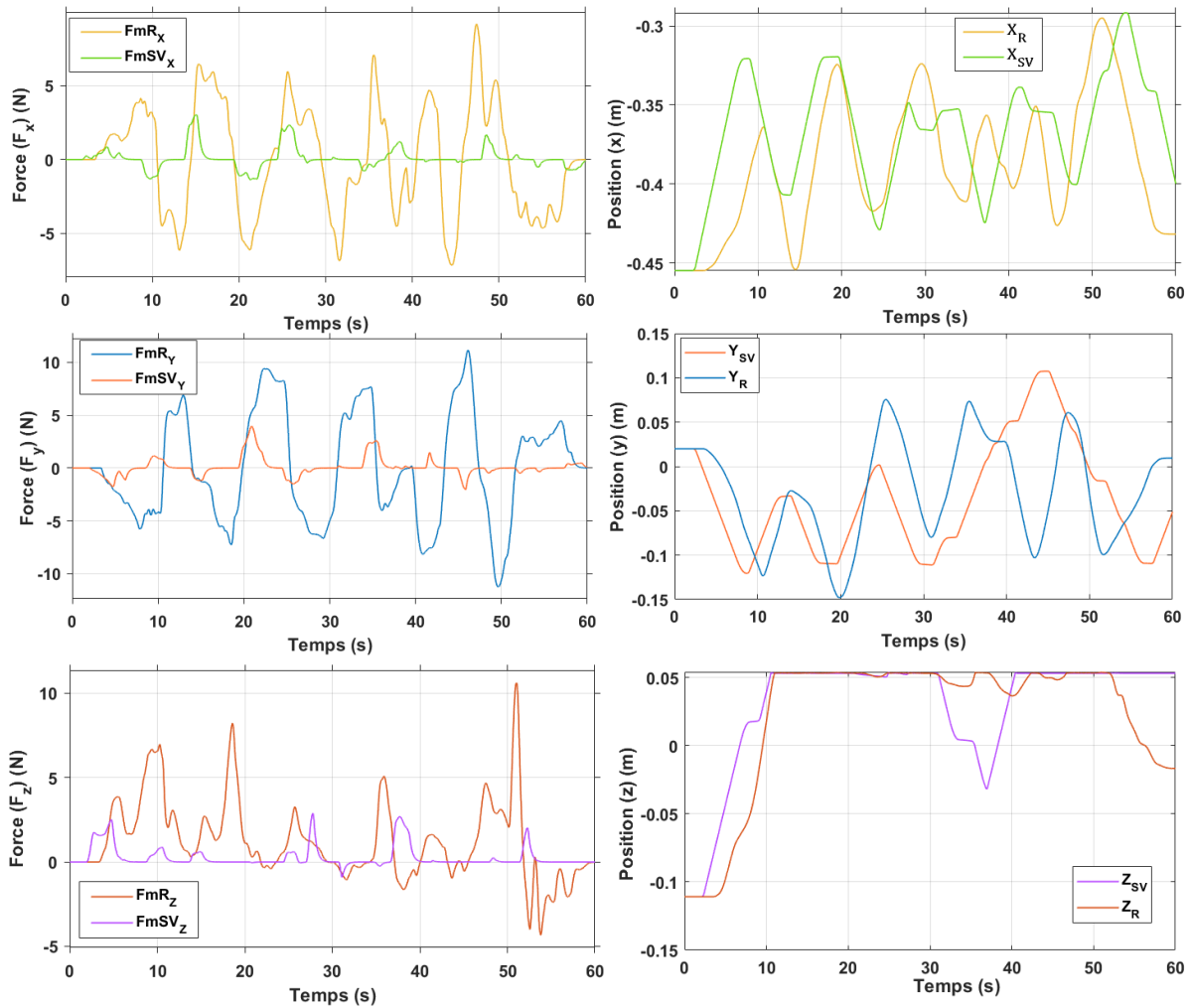


FIGURE V.3 – Forces appliquées expérimentalement suivant les trois directions cartésiennes pour chaque méthode (gauche) et les trajectoires expérimentales correspondantes suivant les trois directions cartésiennes (droite). L'indice "R" pour la méthode en impédance et l'indice "SV" pour la méthode du solide virtuel

Comme l'illustre la figure V.3, tout au long de la co-manipulation par la méthode en impédance l'opérateur exerce des efforts sur la sonde, alors que par la méthode du solide virtuel, non seulement les efforts appliqués sont plus petits que ceux déployés en impédance, mais aussi l'opérateur à des temps de répit où il n'applique aucun effort sur la sonde. En effet, sur l'axe *y* par exemple, l'effort maximal en impédance est supérieur

à  $10N$  alors qu'il est inférieur à  $5N$  en solide virtuel. L'énergie de co-manipulation, traduite par les travaux des forces de manipulation sur les trajectoires expérimentales, pour chacune de méthode de co-manipulation, est illustrée à la figure V.4. Comme le montrent les courbes des travaux, l'opérateur fournit plus d'énergie par la méthode en impédance que par la méthode du solide virtuel. La méthode proposée permet donc une réduction des efforts de manipulation.

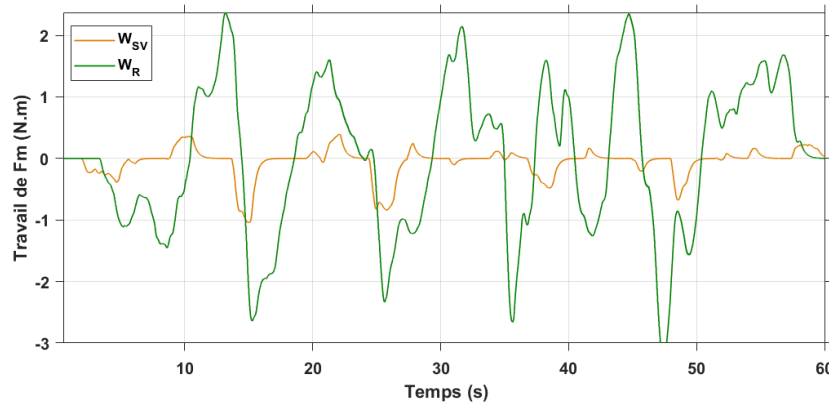


FIGURE V.4 – Travaux de force de manipulation par la méthode en impédance ( $W_R$ ) et par la méthode du solide virtuel ( $W_{sv}$ )

Nous poursuivons l'analyse comparative des deux méthodes de génération de trajectoire en montrant que le mouvement obtenu par la méthode proposée génère moins de sensation de chocs que celui obtenu par la méthode en impédance.

### 2.1.3 Observation des oscillations des trajectoires

[Mil+18] et Jarrasse [Jar+10] proposent d'analyser des courbes de vitesse, d'accélération et du jerk afin d'évaluer l'inertie du manipulateur et les perturbations perçues par l'opérateur. La figure V.5 présente les trajectoires de vitesse et d'accélération du point de manipulation pour la méthode du solide virtuel et la figure V.7 présente les profils de vitesse et d'accélération pour la méthode en impédance, pour les trajectoires de mouvement et d'efforts présentées à la figure V.3.

La génération de trajectoire par la méthode proposée est intéressante car elle permet de gérer les seuils de vitesse et d'accélération selon les besoins de l'opérateur. Ainsi, les vitesses et les accélérations sont continues avec des oscillations faibles. Ce qui permet d'obtenir des trajectoires de position souple par la méthode du solide virtuel (figure V.8). Par contre en impédance, le système reste sensible aux moindres variations d'effort. Ce qui génère des vitesses et des accélérations plus sujettes aux oscillations, caractérisant une trajectoire de mouvement moins souple (figure V.9).

Dans la section suivante nous analysons la transparence en calculant la cohérence

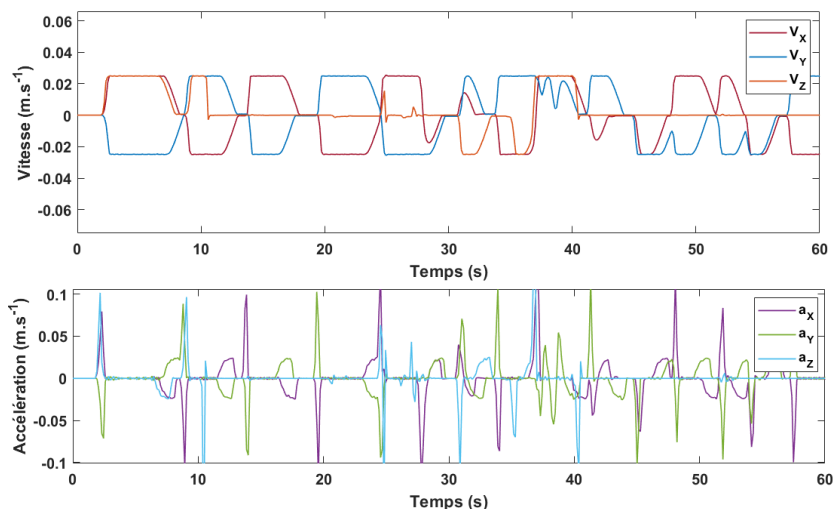


FIGURE V.5 – Trajectoires de vitesse et d'accélération du point  $O_m$  pour la méthode du solide virtuel

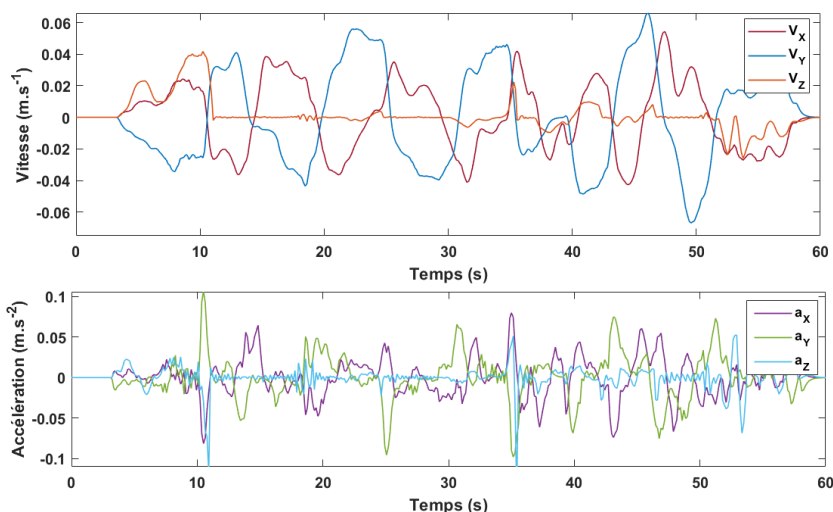


FIGURE V.6 – Trajectoires de vitesse et d'accélération du point  $O_m$  pour la méthode en impédance

expérimentale entre le mouvement et les intentions de l'opérateur, ainsi que l'impédance au point d'interaction.

#### 2.1.4 Analyse de la transparence

Nous avons vu à la section 3 que l'étude du produit scalaire entre les efforts et la vitesse effective du point co-manipulé permet de définir la cohérence entre le mouvement et les intentions de l'opérateur pour des mouvements en translation plane. De même, nous avons vu que la matrice d'impédance au point d'interaction permet d'analyser la souplesse du mouvement en ce point. Les résultats obtenus pour les deux méthodes de

génération de trajectoire sont présentés à la figure V.7.

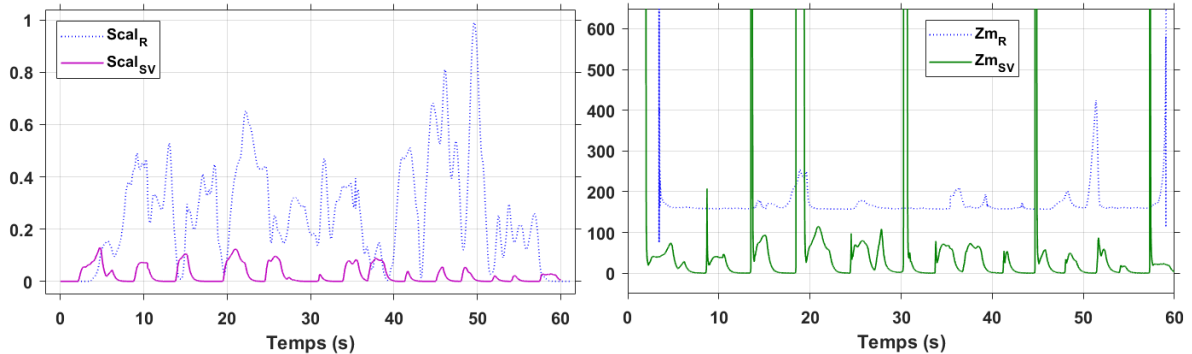


FIGURE V.7 – Pour les deux stratégies de génération de trajectoire, analyse de la cohérence entre les mouvements du robot et les intentions de l’opérateur (à gauche), mesure de l’impédance au point d’interaction (à droite)

Comme l’illustre la figure V.7, le produit scalaire entre la vitesse et l’effort opérateur est supérieur à zéro pour les deux méthodes de génération de trajectoire. Ce qui implique, dans les deux cas, que les mouvements du robot suivent les efforts appliqués par l’opérateur. Toutefois, l’impédance pour la méthode en impédance est plus grande que l’impédance pour la méthode du solide virtuel. Ce qui traduit que le système est plus facile à guider en solide virtuel plutôt qu’en impédance. Notons que les pics sur le graphe d’impédance, pour les deux méthodes, sont dus à la phase de mouvement où la vitesse tend vers une valeur nulle, ainsi l’impédance numérique calculée tend vers l’infini, mais cela ne traduit pas une rigidité réelle infinie. L’analyse des résultats de cette expérience nous a permis de montrer que la génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel est plus intéressante en termes de souplesse que la méthode classique en impédance.

Dans la section suivante nous étudions l’influence du robot sur la génération de trajectoire.

## 2.2 Influence du robot sur la génération de la trajectoire

Les principaux paramètres qui modifient la trajectoire générée par la méthode du solide virtuel sont la masse virtuelle et les frottements virtuels. La masse virtuelle caractérise l’outil co-manipulé et les frottements doivent intégrer la présence du robot. Cette section met en évidence l’influence du robot sur la trajectoire générée. Aussi, nous montrons que la génération de trajectoire par solide virtuel ne modifie pas le comportement dynamique du robot et ne nécessite pas de régler la commande interne du robot.

### 2.2.1 Étude de l'influence du robot sur la trajectoire générée

Afin de visualiser l'influence du robot sur la génération de trajectoire, nous comparons les trajectoires expérimentales des essais précédents aux trajectoires théoriques calculées par le simulateur, à partir des efforts expérimentaux mesurés par le capteur.

La figure V.8 présente les résultats obtenus pour la méthode du solide virtuel. Les composantes de la trajectoire expérimentale du robot sont illustrées en trait continu sur la figure V.8 et notées  $(X_{exp}, Y_{exp}$  et  $Z_{exp})$ . En simulation, pour les mêmes conditions de paramétrages qu'en expérimentation, nous obtenons les trajectoires théoriques notées  $(X_{th}, Y_{th}$  et  $Z_{th})$  et illustrées en traits interrompus. Comme le montre la figure, la position théorique est en avance par rapport à la position expérimentale. Cette avance théorique traduit la résistance qu'oppose le robot au déplacement en expérimentation. En effet, le robot oppose par sa structure mécanique une résistance à la manipulation qui doit être prise en compte dans la modélisation mathématique. Des frottements qui traduisent cette résistance doivent donc être ajustés au modèle du solide virtuel pour maîtriser convenablement l'influence du robot. Ainsi, les frottements visqueux dont le paramétrage expérimental était de  $1N.m/s$  sont élevées à  $2.5N.m/s$  en simulation, permettant d'obtenir les courbes théoriques indicées primes  $(X'_{th}, Y'_{th}$  et  $Z'_{th})$  qui coïncident avec les trajectoires expérimentales.

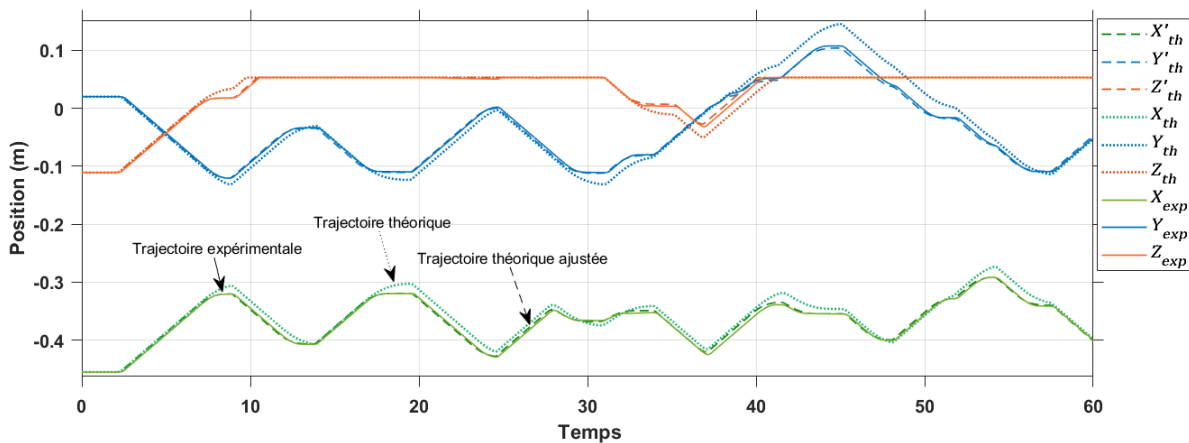


FIGURE V.8 – Trajectoires du point co-manipulé  $O_m$  expérimentale et théoriques avec la méthode du solide virtuel

De même pour la génération de mouvement par la méthode en impédance, les trajectoires théoriques sont en avance par rapport aux trajectoires expérimentales (figure V.9). Pour tenir compte de la résistance du robot aux déplacements, il faut augmenter les frottements. Dans ce cas, pour que les trajectoires théoriques coïncident avec les trajectoires expérimentales, les frottements visqueux sont élevés à  $25N.m/s$ , soit 10 fois plus que ceux paramétrés pour la méthode du solide virtuel. L'influence du robot est

donc environ 10 fois plus importante avec la méthode en impédance qu'elle ne l'est par la méthode du solide virtuel.

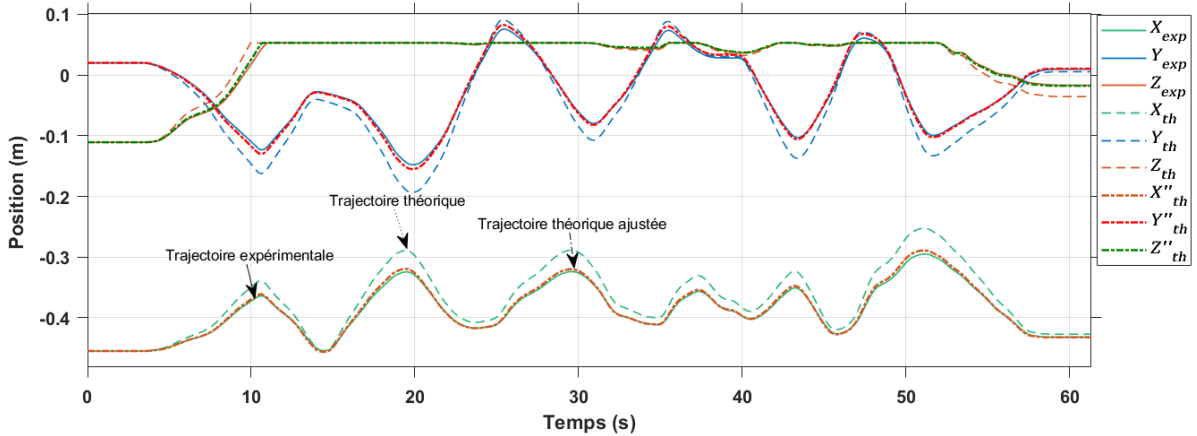


FIGURE V.9 – Trajectoires du point co-manipulé  $O_m$  expérimentale et théoriques avec la commande en impédance

Du point de vue de la transparence, la trajectoire suivie par le robot ne correspond pas exactement à la trajectoire du solide virtuel dans le référentiel, du fait des écarts engendrés par le robot. Ces écarts dépendent de la structure mécanique du robot, sa taille, son poids, ses frottements [San19], [Bau18]. Une solution, allant dans la continuité de ce travail, est d'intégrer cet écart dans le réglage du modèle servant à générer la trajectoire. Ainsi la trajectoire expérimentale se conformerait à la trajectoire simulée.

Pour finir cette étude, nous montrons dans la section suivante que la méthode du solide virtuel ne modifie pas la dynamique du robot co-manipulé.

### 2.2.2 Influence de la génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel sur la dynamique du robot

Afin de vérifier comment la génération de trajectoire influence la dynamique du robot, les couples articulaires du robot sont comparés suivant les deux stratégies de génération de trajectoire. Ainsi, les trajectoires de co-manipulation sont présentées à la figure V.10 et les couples par articulation développés par le robot sont illustrés à la figure V.11.

Comme le présente la figure V.11 les couples développés par le robot par la méthode du solide virtuel évoluent de la même manière que ceux développés par robot avec la méthode en impédance. La génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel n'influence pas la dynamique du robot et donc ne nécessite pas un réglage particulier de l'asservissement du robot.



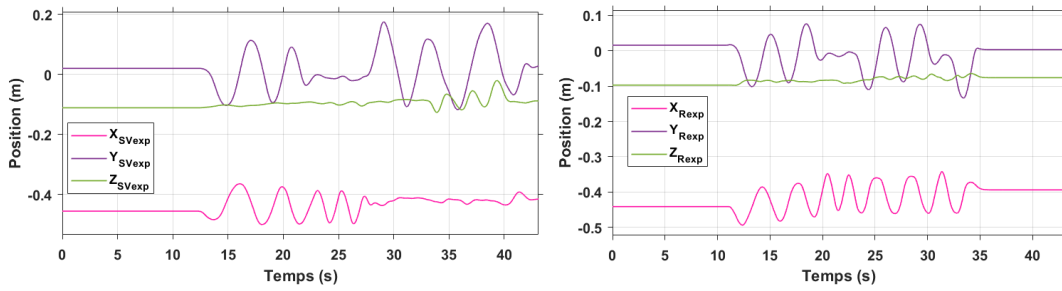


FIGURE V.10 – Trajectoires expérimentales du point co-manipulé  $O_m$  suivant la méthode du solide virtuel (à gauche) et suivant la méthode en impédance (à droite) pour la comparaison des couples articulaires

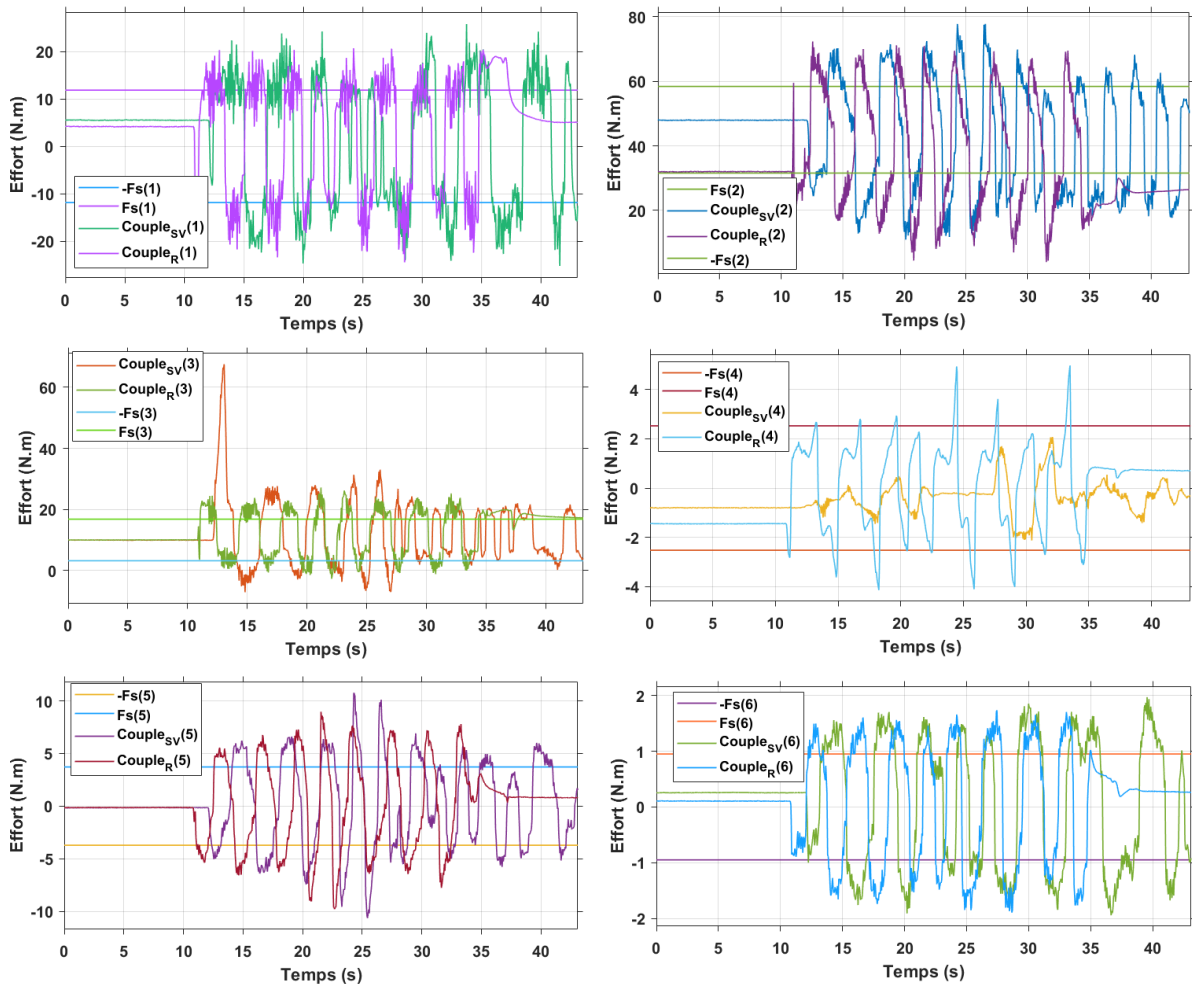


FIGURE V.11 – Couples articulaires en co-manipulation par la méthode du solide virtuel et par la méthode en impédance

### 3 Perspectives sur la mise en place d'un simulateur pour la prise en compte de l'influence du robot

Dans ce chapitre nous avons évalué l'implémentation expérimentale de la méthode de génération de trajectoire utilisant la notion du solide virtuel. Nous avons présenté l'application de *HandGuidance*, implémentée sur le robot industriel Stäubli TX2 60, qui permet de réaliser la co-manipulation soit par la méthode du solide virtuel, soit par la méthode classique en impédance. Les résultats comparatifs des deux stratégies de co-manipulation montrent que la génération de trajectoire par la méthode du solide virtuel permet une co-manipulation qui nécessite moins d'efforts d'interaction que la méthode en impédance et génère moins de sensation de choc. D'autre part, l'étude de l'influence du robot sur la génération de trajectoire a permis d'observer que le robot présente une résistance à la manipulation qui se traduit par des frottements (secs et/ou visqueux) et que l'influence du robot est plus grande par la méthode en impédance que par la méthode du solide virtuel. Aussi, nous avons vu que la dynamique du robot est la même par la méthode en impédance et que par la méthode du solide virtuel, ce qui implique que la méthode de génération de trajectoire ne déstabilise pas la commande du robot. Il s'agit donc d'une méthode générique qui peut être implémentée sur d'autres robots.

Toutefois, afin d'améliorer la transparence du modèle de génération de trajectoire proposé, il pourrait être intéressant d'intégrer la dynamique du robot dans la stratégie de génération de trajectoire et ainsi améliorer le réglage des paramètres du modèle, comme l'illustre la figure V.12. Ainsi la trajectoire générée prendra en compte le comportement réel du robot et le modèle de génération de trajectoire ne sera pas limité par ce dernier.

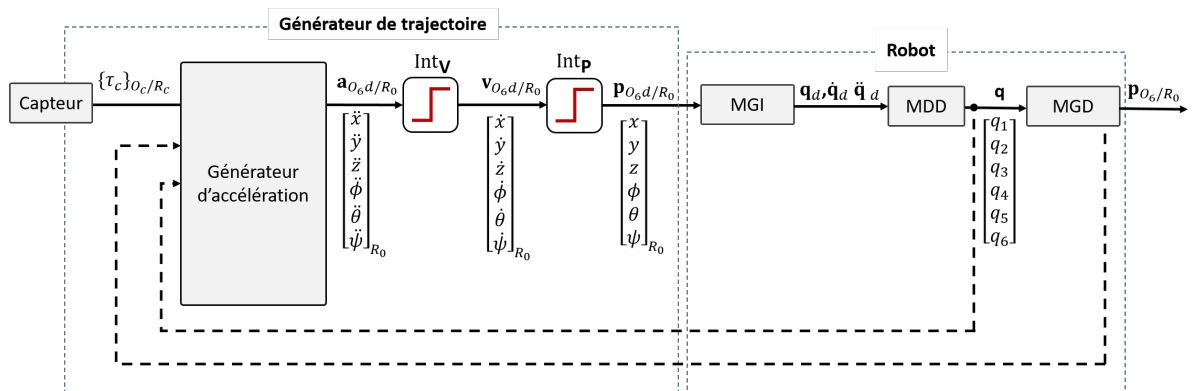


FIGURE V.12 – Réglage du comportement de la génération de trajectoire en fonction du comportement dynamique du robot



# Conclusion Générale

La co-manipulation humain-robot est un enjeu important dans notre société car elle peut permettre de réduire les risques d'apparition de troubles musculo-squelettiques en améliorant les conditions de travail dans presque tous les secteurs d'activités. Dans le domaine médical et en particulier en échographie, elle permet une assistance au geste par le maintien de position et/ou d'effort. Toutefois, un enjeu important en co-manipulation humain-robot est l'assistance à la tâche sans modifier le geste technique de l'opérateur. De ce fait, les travaux de cette thèse se sont centrés sur une stratégie de co-manipulation permettant une interaction humain-robot transparente.

Dans un premier temps, nous avons établi les modèles mathématiques définissant les comportements géométrique et dynamique du robot utilisé pour les expérimentations. Puis l'identification des paramètres dynamiques de ce dernier a été réalisée. Pour ce faire, nous nous sommes appuyés sur une approche séquentielle d'identification permettant d'éviter la recherche fastidieuse des trajectoires excitatrices favorisant le conditionnement de la matrice d'observation. De plus, l'identification ne permettant pas toujours d'avoir un comportement dynamique du robot satisfaisant dans toutes les conditions de manipulation, nous avons choisi d'identifier les paramètres selon leur ordre de prépondérance lorsque le robot est utilisé en co-manipulation. Ce qui a permis de simplifier les méthodes d'identification présentes dans la littérature. Les différents modèles ont été vérifiés et validés pour être utilisés lors de la simulation des stratégies de génération de trajectoire pour la co-manipulation.

En co-manipulation, le schéma classique de génération de trajectoire repose sur la commande en impédance et/ou la commande en admittance. Les principaux inconvénients de ces dernières est qu'elles ne permettent pas de gérer les profils de mouvements (accélération et/ou vitesse...), ce qui fait que le mouvement du robot n'est pas précis. Le mouvement généré n'est pas assimilable à celui d'un solide manipulé dans l'espace. L'approche de génération de trajectoire pour la co-manipulation proposée dans cette thèse repose sur le principe fondamental de la dynamique newtonienne. En utilisant la notion de solide virtuel, la trajectoire suivie par le robot correspond à la trajectoire d'un solide dans l'espace sollicité en effort. Dans ce contexte, le mouvement est par principe similaire à celui de tout solide manipulé au quotidien par l'humain, la co-manipulation

est donc par principe transparente pour l'opérateur.

Dans le but d'évaluer la stratégie de génération de trajectoire proposée, nous avons procédé à différents essais en simulation et en expérimentation. Les résultats obtenus ont montré que la méthode du solide virtuel permet de générer des trajectoires souples et cohérentes avec les intentions de l'opérateur, pour tout type de mouvement dans l'espace (translation et/ou rotation). En outre, la comparaison à la méthode classique en impédance montre que les efforts appliqués par la méthode du solide virtuel sont plus faibles que ceux appliqués par la méthode classique et que le travail fourni sur des trajectoires comparables l'est aussi, ce qui traduit une bien meilleure assistance à l'effort. De plus, l'étude de l'influence des paramètres sur la trajectoire générée permet d'obtenir une logique de réglage intuitive, simple et cohérente avec les lois de la mécanique. Pour finir, nous avons montré que la méthode proposée ne nécessite pas de régler les paramètres internes de la commande du robot pour obtenir des mouvements stables.

D'autre part, l'analyse de la génération de trajectoire a nécessité d'utiliser des critères d'évaluation de la co-manipulation proposés dans la littérature. L'utilisation de certains critères a permis de les discuter et de nuancer leur emploi. Nous avons notamment vu que le critère de colinéarité force/vitesse ne peut pas traduire la cohérence du déplacement par rapport aux intentions de l'opérateur lorsqu'il s'agit de mouvement circulaire.

Naturellement les travaux menés dans cette thèse peuvent être améliorés et/ou approfondis, comme le montre le paragraphe de perspectives suivant.

# Perspectives

Tout d'abord, la transparence de la co-manipulation doit être évaluée sur des gestes techniques par des utilisateurs non familiers au robot afin de recueillir leur ressenti par rapport à l'interaction. Une première expérience de co-manipulation a été faite par un clinicien échographiste du CHU-Gabriel Montpied de Clermont-Ferrand. Il en est ressorti que lorsqu'il co-manipulait la sonde fictive sans regarder le robot, la présence du robot était presque imperceptible. Mais lorsqu'il regardait le robot, il exerçait beaucoup plus d'effort et avait l'impression que le robot le perturbait dans son mouvement. D'autres expériences doivent être réalisées dans le même sens afin de tirer des conclusions. Ainsi, réaliser une étude par questionnaire et trouver des moyens d'améliorer l'acceptation de l'aide du robot.

Aussi, les travaux de cette thèse n'ont porté que sur la co-manipulation de l'outil dans l'espace sans contact. En présence de contact, la loi de génération de trajectoire change. Dans la suite il serait intéressant d'étudier la gestion du contact de l'outil sur une surface rigide ou pouvant présenter des mouvements. Ce qui permettra d'établir un système d'assistance au geste échographique, avec maintien de position/effort et compensation des mouvements physiologiques du patient.

Pour finir, l'analyse de l'influence des paramètres de génération de trajectoire peut permettre d'aboutir sur une méthode d'ajustement en ligne de ces derniers, en fonction des caractéristiques du solide virtuel, des écarts induits par le robot et des vitesses générées.



# Annexe A

## Annexe état de l'art

### 1 Les applications de la co-manipulation

Dans la littérature, les applications de la co-manipulation se déclinent en cinq principales catégories : la mise à l'échelle des efforts [Cro69], la compensation du poids de la charge [Pow69] [Kaz01], le filtrage des tremblements [Kum+00] [CHK06], le guidage virtuel [Jak+03] et enfin le guidage manuel (objet de notre étude).

#### 1.1 Mise à l'échelle des efforts

La mise à l'échelle des efforts consiste en l'augmentation ou en la diminution des efforts appliqués par un opérateur ou ressentis par celui-ci lors de l'exécution d'une tâche.

##### 1.1.1 Augmentation des efforts appliqués

L'augmentation des efforts appliqués répond au besoin de transporter et manipuler les charges lourdes. Ainsi le premier robot co-manipulé d'amplification de la force humaine appelé *Hardiman*, est créé par la société General Electric dans le but de télémanipuler des charges de près de 680kg [Cro69]. Le système est constitué de deux robots imbriqués se conformant à la morphologie humaine comme l'illustre la figure A.1. Le principe se base sur la téléopération à retour d'effort. L'opérateur interagit directement avec le robot intérieur maître, le robot extérieur esclave suit alors ses gestes en appliquant des efforts augmentés sur l'environnement extérieur. Toutefois la complexité du robot et son poids très élevé, soit deux fois plus que sa charge utile, le rendaient instable. Il n'a donc jamais été testé avec un opérateur humain à l'intérieur et n'a jamais été commercialisé.

Kazerooni [Kaz93] simplifie le schéma précédent en élaborant une co-manipulation.





FIGURE A.1 – Robot *Hardiman* de General Electric [Cro69]

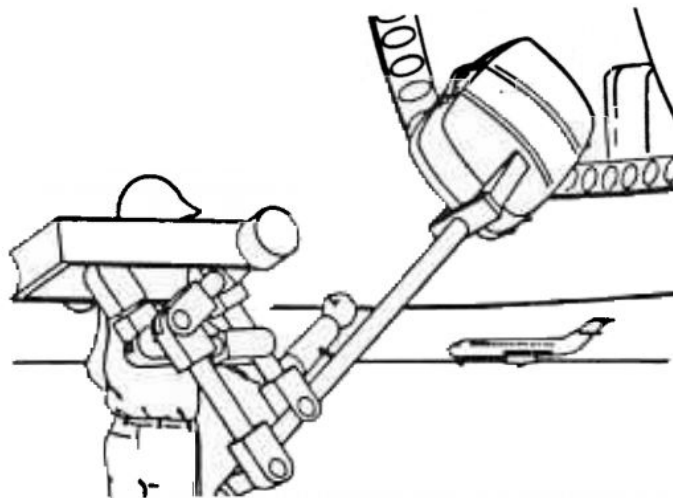


FIGURE A.2 – Robot amplificateur d'effort humain [Kaz88]

L'opérateur interagit directement avec le robot extérieur par l'intermédiaire d'un capteur d'effort (figure A.2). Toutefois, sa sécurité est compromise par une liaison excessive avec le mécanisme, n'assurant pas son intégrité physique en cas de dysfonctionnement. Fukuda [Fuk+91] et Kosuge [KFF93] se sont intéressés à la stabilité et la robustesse du système à travers le critère de passivité proposé par Anderson [AS89]. Le critère de passivité garantit alors la stabilité du dispositif couplé à n'importe quel autre mécanisme passif, et par extension à n'importe quelle posture de l'opérateur. D'autres approches d'augmentation d'effort sont proposées dans la littérature [Lam12] [Lee+06].

### 1.1.2 Augmentation des efforts ressentis

L'augmentation des efforts ressentis est une application utile en chirurgie pour améliorer le ressenti de l'outil au contact des organes (tissus mous et fragiles) pour une manipulation plus délicate.

La figure A.3 présente le robot laparoscopique *MC2E* qui permet de manipuler un instrument autour d'un point d'incision, tout en laissant libre accès à la poignée. Des capteurs servent à mesurer les efforts appliqués sur l'organe, qui peuvent, si nécessaire, être amplifiés. Les efforts sont restitués finement au chirurgien, afin d'améliorer son ressenti [Zem+15].

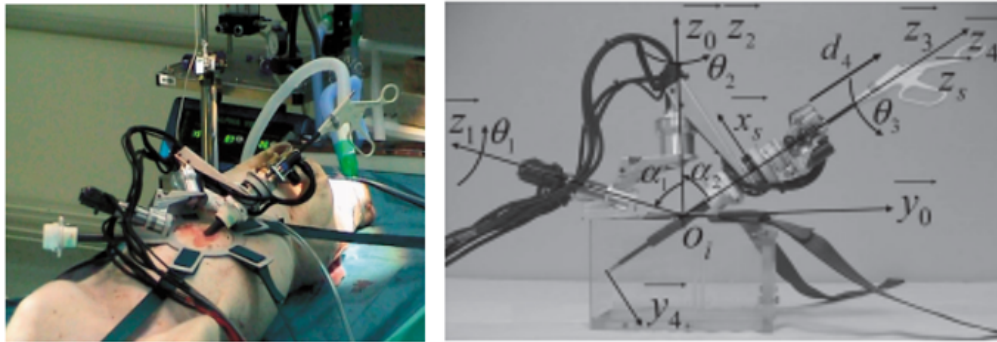


FIGURE A.3 – Robot laparoscopique *MC2E* (Co-manipulation sérielle) [Zem+15]

## 1.2 Compensation du poids de la charge

La compensation du poids de la charge est une fonctionnalité apparue dans l'industrie avec l'invention de l'*outil d'équilibrage de Powell* [Pow69]. Il est constitué essentiellement d'un enrouleur pneumatique suspendu et d'un câble faisant la liaison entre lui et la charge. L'équilibreur de Powell permet de compenser le poids d'une charge portée à travers l'application d'un effort constant vers le haut. La rotation de la poulie enroule ou déroule la corde et permet ainsi à l'organe terminal de soulever ou descendre la charge. Kornely [Mic87] améliore cet outil en inventant la machine de levage électrique à équilibrage automatique. Il utilise un moteur électrique et un capteur d'effort afin d'assurer une compensation adaptée du poids de la charge. Le capteur d'effort étant placé sur l'enrouleur, permettant ainsi à l'opérateur de monter ou descendre la charge intuitivement par application de petits efforts.

Kazerooni [Kaz01] quant à lui s'intéresse à la compensation des charges variables. Le capteur de force installé au niveau du poignet de l'opérateur mesure la force verticale appliquée par l'opérateur et délivre un signal qui permet au contrôleur d'activer un actionneur et de générer un pourcentage prédéterminé de force nécessaire pour soulever,

manipuler ou abaisser la charge. La charge paraît plus légère à l'opérateur sans perdre le ressenti de son déplacement (figure A.4).



FIGURE A.4 – Système de compensation de poids de la charge ATB AirBalancer de Konecranes

### 1.3 Filtrage des tremblements

Dans les opérations de précision comme la neurochirurgie ou la chirurgie de la rétine, les tremblements sont sources de complications. Ainsi des projets tels que le projet Steady-Hand de l'université Johns Hopkins aux États-Unis, proposent d'exploiter la rigidité du robot et la sensibilité du capteur pour supprimer les tremblements et limiter les efforts des cliniciens lors d'une opération de la rétine (figure A.5) [Kum+00] [CHK06].



FIGURE A.5 – Projet Steady-Hand [CHK06]

De même le robot *Micron* de l'Université Carnegie Mellon (figure A.6) utilisé dans la chirurgie de l'œil, permet de filtrer les tremblements. Il est tenu dans la main mais la

pointe n'est pas solidaire du manche. Un système à actionneurs piézo-électriques permet de faire bouger la pointe avec une très grande dynamique. Dans la manche, des accéléromètres, similaires à ceux qui sont embarqués dans une manette Wii, enregistrent les mouvements de la poignée manipulée par le chirurgien. Le filtrage permet de distinguer les mouvements à basses fréquences (lents), qui correspondent aux mouvements intentionnels et les mouvements à haute fréquence (rapides), qui sont les tremblements. Les actionneurs sont commandés pour compenser les mouvements rapides, selon un principe d'annulation qui ressemble à celui des casques anti-bruits [Bau18].

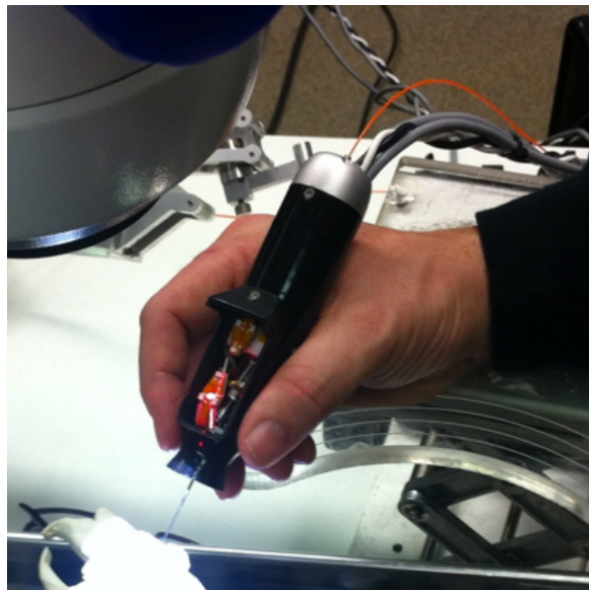


FIGURE A.6 – Robot *Micron* de l'université de Carnegie Mellon

## 1.4 Guide et butées virtuels

En co-manipulation contrainte, la notion de guide ou de butées virtuels est exploitée afin de limiter et/ou d'accompagner les mouvements initiés par l'opérateur. Les contraintes imposées par le robot peuvent être des limites virtuelles de l'espace de travail, ou des trajectoires virtuelles dont il ne faut pas s'écarter [Res19]. Le principe de butée et de guide virtuels a été utilisé en chirurgie.

En chirurgie orthopédique le robot *Acrobot* [Jak+03], présenté sur la figure A.7, utilise un retour explicite d'effort pour réaliser un guidage actif des gestes du clinicien. Le chirurgien guide le robot en poussant par la poignée. Celui-ci réagit en optimisant la précision géométrique et la sécurité de l'opération en se basant sur le mouvement contraint prédéfini. Le contrôle actif des contraintes se fait en augmentant progressivement la rigidité du robot lorsqu'il s'approche de la frontière. Le robot orthopédique *Mako* de la figure A.8, répond au même principe.

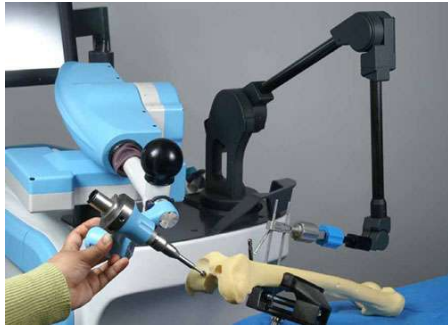


FIGURE A.7 – Co-manipulateur parallèle  
*Acrobot Sculptor*



FIGURE A.8 – Robot orthopédique  
*Mako*

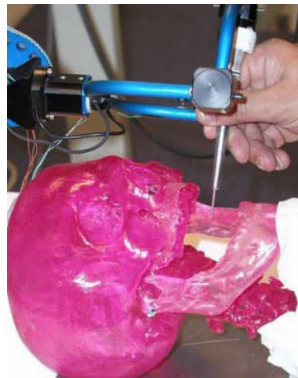


FIGURE A.9 – Système de co-manipulation *Surgitcobot*

En chirurgie maxillo-faciale pour la protection de nerf maxillaire, le système *Surgitcobot* [Riw+11], présenté sur la figure A.9, utilise une commande en raideur, afin que le clinicien ne sorte pas de la zone d'intérêt de l'opération.

## 2 Commandes en robotique

Les travaux sur la commande en robotique sont nombreux. Le régulateur PID est très répandu dans l'industrie. Cependant des types de lois de commande plus complexe, comme la loi de commande en couple calculé, ont été développées et implémentées afin d'augmenter les performances du robot. Lorsque la tâche nécessite un contact avec un environnement inconnu, les lois de commande en effort sont alors utilisées.

Nous présentons dans cette annexe la loi de commande classique et la loi de commande en couple calculé.

## 2.1 Commande classique

Le moyen le plus simple d'asservir un système est une régulation de position en utilisant des correcteurs linéaires de type PID à gains constants (figure A.10). Le régulateur PID est classiquement implémenté dans les robots manipulateurs pour son faible coût de calcul. Le mécanisme est considéré comme un système linéaire et chaque actionneur est asservi séparément [KDN03].

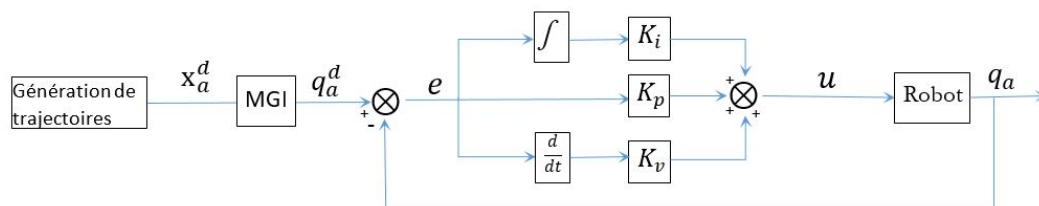


FIGURE A.10 – Schéma de commande en couple linéaire dans l'espace articulaire

L'utilisation d'une loi de commande simple nécessite une hypothèse de linéarité du système, ce qui n'est pas toujours avéré [Le 15]. Lorsque des précisions dynamiques sont exigées, il est nécessaire de considérer toutes les forces d'interactions dynamiques s'appliquant sur le robot. La dynamique du robot est représentée par un ensemble d'équations différentielles du second ordre avec des termes non linéaires couplés. Dans ces conditions, l'asservissement linéaire classique ne permet pas d'obtenir et de maintenir des bonnes performances du système. C'est dans ce contexte que la loi de commande par découplage non linéaire, encore appelée loi de commande en couple calculé, intervient.

## 2.2 Commande par découplage non linéaire

La loi de commande en couple calculé ou commande par découplage est fondée sur l'utilisation du modèle dynamique inverse du robot. Elle consiste à transformer par retour d'état, un problème de commande d'un système non linéaire en un problème de commande d'un système linéaire avec un retour d'état non linéaire (figure A.11)[Koe19]. La loi de commande par découplage non linéaire est adaptée aux manipulateurs travaillant à grande vitesse et à grande précision. Cependant, elle exige le calcul en ligne du modèle dynamique et la connaissance des valeurs numériques des paramètres inertiels et de frottements. De ce fait, l'emploi de modèle dans la boucle de commande rend sensible le comportement final du système à la modélisation [Pac08].

Afin de pallier aux erreurs de modélisation qui diminuent l'efficacité de la loi de commande en couple calculé, des lois de commande en position beaucoup plus robustes, telles que la commande adaptative, la commande prédictive...[Le 15] [San09]) ont été

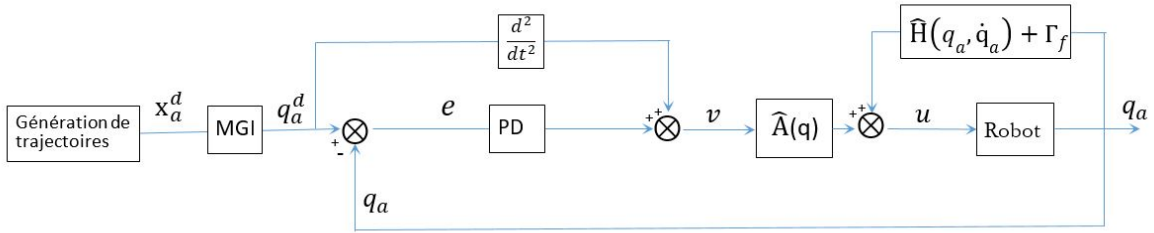


FIGURE A.11 – Commande en couple calculé dans l'espace articulaire

élaborées. L'avantage de ces dernières est de générer des commandes qui façonnent la réponse du système asservi pour lui imprimer le comportement désiré et maintiennent ce comportement face aux aléas et fluctuations du système [Her07] [SBS04] [Can97] [SL86].

Toutefois, la manipulation d'un robot en vue de réaliser une tâche doit considérer les phases de déplacements libres dans l'espace et les phases de manipulation avec contact. Une chaîne cinématique ouverte, parfaitement stable lors de mouvements dans l'espace, peut devenir instable en présence d'un contact. Cela est dû au contact de l'effecteur en mouvement avec une surface rigide ou déformable. La chaîne cinématique du robot est fermée sous l'environnement et du fait de raideur de l'ensemble, de faibles variations de position du point terminal peuvent produire un effort élevé [Kha+09]. Les lois de commande en effort ont pour objet de maîtriser les contacts mécaniques entre le robot et un environnement dont la géométrie est mal connue et/ou pouvant présenter des mouvements [Sal80].

# Annexe B

## Modélisation TX2 60

### 1 Modélisation géométrique directe par la méthode de Denavit-Hartenberg

Afin de modéliser un système à architecture simple, chaque corps est représenté par la lettre  $C_j$ , où  $j$  est l'indice du corps correspondant. Sachant que  $j$  va de 0 à  $n$ , où 0 est l'indice du corps fixe par rapport à la base du robot et  $n$  celui du corps lié à l'organe terminal. Chaque corps  $C_j$  est associé à un repère  $R_j$  permettant de décrire son mouvement par rapport aux autres repères. La définition de chaque repère se fait selon la méthode de Denavit-Hartenberg (DH) modifiée par Khalil et Kleinfinger [KDN03], de sorte que :

- L'axe  $z_j$  soit porté par l'axe de l'articulation  $j$  ;
- L'axe  $x_j$  soit porté par la perpendiculaire commune aux axes  $z_j$  et  $z_{j+1}$ .

Les paramètres géométriques caractérisant la transformation du repère  $R_{j-1}$  vers  $R_j$  :

- $\alpha_j$  est l'angle entre les axes  $z_{j-1}$  et  $z_j$  correspondant à une rotation autour de  $x_{j-1}$  ;
- $d_j$  est la distance entre  $z_{j-1}$  et  $z_j$  le long de  $x_{j-1}$  ;
- $\theta_j$  est l'angle entre les axes  $x_{j-1}$  et  $x_j$  correspondant à une rotation autour de  $z_j$  ;
- $r_j$  est la distance entre  $x_{j-1}$  et  $x_j$  le long de  $z_j$  ;

La définition géométrique selon la méthode de DH est présentée sur la figure B.1.

Ainsi, la matrice transformation  ${}^{j-1}\mathbf{T}_j$  du repère  $R_j$  dans le repère  $R_{j-1}$  est défini selon l'équation B.1.



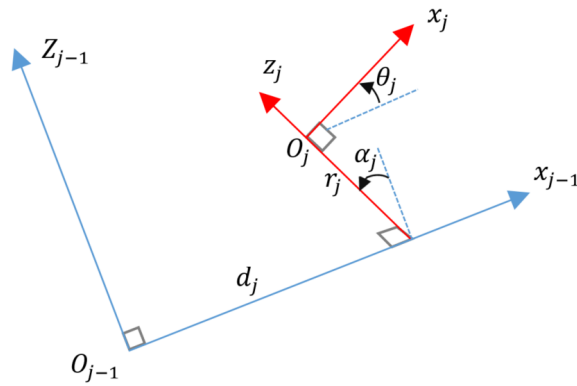


FIGURE B.1 – Formalisme de Denavit-Hartenberg

$${}^{j-1}\mathbf{T}_j = Rot(x, \alpha_j) Trans(x, d_j) Rot(z, \theta_j) Trans(z, r_j) = \begin{bmatrix} C\theta_j & -S\theta_j & 0 & d_j \\ C\alpha_j S\theta_j & C\alpha_j C\theta_j & -S\alpha_j & -r_j S\alpha_j \\ S\alpha_j S\theta_j & S\alpha_j C\theta_j & C\alpha_j & r_j C\alpha_j \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.1})$$

## 2 Modélisation géométrique inverse par la méthode de Paul

La méthode de Paul convient pour calculer le modèle géométrique inverse des robots sériels à poignet rotule [KDN03]. Elle consiste à pré-multiplier successivement les deux membres de l'équation par la transposée de la matrice de passage  ${}^{j-1}\mathbf{T}_j$ , pour  $j$  variant de 1 à 5. Cette opération permet d'isoler et d'identifier l'une après l'autre les variables articulaires recherchées

Soit  $\mathbf{U}_0$  le produit de matrice de transformation de l'effecteur du *TX2 60* dans le repère de base  $R_0$  :

$$\begin{aligned} \mathbf{U}_0 &= {}^0\mathbf{T}_1(q_1) \cdot {}^1\mathbf{T}_2(q_2) \cdots {}^5\mathbf{T}_6(q_6) \\ {}^1\mathbf{T}_0(q_1)\mathbf{U}_0 &= {}^1\mathbf{T}_2(q_2) \cdots {}^6\mathbf{T}_6(q_6) \\ &\vdots \\ {}^5\mathbf{T}_4(q_5)\mathbf{U}_4 &= {}^5\mathbf{T}_n(q_6) \end{aligned} \quad (\text{B.2})$$

Pour un robot doté d'un poignet rotule, c'est-à-dire à trois rotations d'axes concourants comme c'est le cas du *TX2 60* (voir la figure III.2), la position du centre de la rotule,  ${}^0\mathbf{P}_4$ , est uniquement fonction des variables articulaires  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  et  $\theta_3$ .

Ainsi la matrice la position de l'effecteur par rapport au repère  $R_0$  peut s'écrire :

$${}^0\mathbf{P}_6 = {}^0\mathbf{P}_4 + {}^5\mathbf{P}_6 \quad (\text{B.3})$$

Or  ${}^5\mathbf{P}_6 = r_6\vec{z}_6$  et  $\vec{z}_6 = a_x\vec{x}_0 + a_y\vec{y}_0 + a_z\vec{z}_0$ , l'expression de  ${}^0\mathbf{P}_4$  dont tous les paramètres sont connus peut alors être obtenue :

$${}^0\mathbf{P}_4 = \begin{bmatrix} P_x - r_6a_x \\ P_y - r_6a_y \\ P_z - r_6a_z \\ 1 \end{bmatrix} = {}^1\mathbf{T}_2 \cdot {}^2\mathbf{T}_3 \cdot {}^3\mathbf{T}_4 \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.4})$$

La méthode de Paul permet d'obtenir  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  et  $\theta_3$ .

— Pour déterminer  $\theta_1$ , le vecteur  ${}^0\mathbf{P}_4$  est multiplié par  ${}^1\mathbf{T}_0$  de part et d'autre :

$${}^1\mathbf{T}_0 \cdot {}^0\mathbf{P}_4 = {}^1\mathbf{T}_0 \cdot \begin{bmatrix} P_x - r_6a_x \\ P_y - r_6a_y \\ P_z - r_6a_z \\ 1 \end{bmatrix} = {}^1\mathbf{T}_2 \cdot {}^2\mathbf{T}_3 \cdot {}^3\mathbf{T}_4 \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.5})$$

$$\begin{bmatrix} C\theta_1(P_x - r_6S\theta) + S\theta_1(P_y + r_6C\theta S\psi) \\ -S\theta_1(P_x - r_6S\theta) + C\theta_1(P_y + r_6C\theta S\psi) \\ P_z - r_6C\theta C\psi \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_4S\theta_{23} + d_3S\theta_2 \\ r_3 \\ r_4C\theta_{23} + d_3C\theta_2 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.6})$$

La ligne 2 de l'égalité B.5 donne :  $-S\theta_1(P_x - r_6S\theta) + C\theta_1(P_y + r_6C\theta S\psi) = r_3$

En posant  $X_1 = -P_x + r_6S\theta$ ,  $Y_1 = P_y + r_6C\theta S\psi$  et  $Z_1 = r_3$ . Les expressions suivantes sont obtenues :

$$\begin{cases} S\theta_1 = \frac{X_1Z_1 + \epsilon Y_1\sqrt{X_1^2 + Y_1^2 - Z_1^2}}{X_1^2 + Y_1^2} \\ C\theta_1 = \frac{Y_1Z_1 - \epsilon X_1\sqrt{X_1^2 + Y_1^2 - Z_1^2}}{X_1^2 + Y_1^2} \end{cases} \quad \text{avec } \epsilon = \pm 1 \quad (\text{B.7})$$

Ainsi l'expression de  $\theta_1$  est la suivante, avec *atan2* correspondant à la fonction mathématique qui calcule l'arc tangente à partir de la donnée de deux arguments et qui permet de déterminer le quadrant angulaire.

$$\theta_1 = \text{atan2}(S\theta_1, C\theta_1) \quad (\text{B.8})$$

Il existe deux solutions pour  $\theta_1$  qui correspondent aux deux configurations possibles de l'épaule du robot (gauche ou droite).

— Pour déterminer  $\theta_2$  connaissant  $\theta_1$ , nous poursuivons en appliquant la méthode de Paul à l'équation B.5.

Nous multiplions l'équation de part et d'autre par  ${}^2\mathbf{T}_1(\theta_2)$ , ce qui nous permet d'obtenir les systèmes d'équations B.9 et B.10.

$${}^2\mathbf{T}_1 \cdot {}^1\mathbf{T}_0 \cdot {}^0\mathbf{P}_4 = {}^2\mathbf{T}_1 \cdot {}^1\mathbf{T}_0 \cdot \begin{bmatrix} P_x - r_6 a_x \\ P_y - r_6 a_y \\ P_z - r_6 a_z \\ 1 \end{bmatrix} = {}^2\mathbf{T}_3 \cdot {}^3\mathbf{T}_4 \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.9})$$

$$\begin{bmatrix} X_2 S\theta_2 + Z_2 C\theta_2 \\ X_2 C\theta_2 - Z_2 S\theta_2 \\ Y_2 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_3 + r_4 C\theta_3 \\ r_4 S\theta_3 \\ r_3 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{B.10})$$

avec  $\begin{cases} X_2 = C\theta_1(P_x - r_6 S\theta) + S\theta_1(P_y + r_6 C\theta S\psi) \\ Y_2 = -S\theta_1(P_x - r_6 S\theta) + C\theta_1(P_y + r_6 C\theta S\psi) \\ Z_2 = P_z - r_6 C\theta S\psi \end{cases}$

soit (1) la première ligne de l'égalité B.10 et (2) la seconde ligne, nous posons l'équation suivante :

$$(1)^2 + (2)^2 \rightarrow X_2 S\theta_2 + Z_2 C\theta_2 = \frac{X_2^2 + Z_2^2 + d_3^2 - r_4^2}{2d_3} = A_2 \quad (\text{B.11})$$

$$\begin{cases} S\theta_2 = \frac{X_2 A_2 + \epsilon Z_2 \sqrt{X_2^2 + Z_2^2 - A_2^2}}{X_2^2 + Z_2^2} \\ C\theta_2 = \frac{Z_2 A_2 - \epsilon X_2 \sqrt{X_2^2 + Z_2^2 - A_2^2}}{X_2^2 + Z_2^2} \end{cases} \quad \text{avec } \epsilon = \pm 1 \quad (\text{B.12})$$

Ainsi

$$\theta_2 = \text{atan2}(S\theta_2, C\theta_2) \quad (\text{B.13})$$

De même, deux solutions pour  $\theta_2$  correspondant à la configuration du coude (positif ou négatif).

— La détermination de  $\theta_3$ , connaissant  $\theta_2$  se fait à partir des égalités (1) et (2) de l'équation B.10

En isolant  $S\theta_3$  et  $C\theta_3$  de ces équations, nous obtenons l'équation B.14.

$$\begin{cases} S\theta_3 = \frac{X_2 C\theta_2 - Z_2 S\theta_2}{r_4} \\ C\theta_3 = \frac{X_2 S\theta_2 + Z_2 C\theta_2 - d_3}{r_4} \end{cases} \quad (\text{B.14})$$

Ainsi

$$\theta_3 = \text{atan2}(S\theta_3, C\theta_3) \quad (\text{B.15})$$

— Les coordonnées articulaires  $\theta_4$ ;  $\theta_5$ ; et  $\theta_6$  sont déterminés à partir de la matrice de rotation selon le principe énoncé par Khalil [KDN03].

Connaissant  $\theta_1$ ;  $\theta_2$ ; et  $\theta_3$ , nous pouvons déterminer la matrice de rotation  ${}^3\mathbf{A}_0$ . Soit  $[\mathbf{F} \ \mathbf{G} \ \mathbf{H}]$  une matrice définie par :

$$[\mathbf{F} \ \mathbf{G} \ \mathbf{H}] = \begin{bmatrix} F_x & G_x & H_x \\ F_y & G_y & H_y \\ F_z & G_z & H_z \end{bmatrix} \quad (\text{B.16})$$

Tel que :

$$[\mathbf{F} \ \mathbf{G} \ \mathbf{H}] = {}^3\mathbf{A}_0 \cdot {}^0\mathbf{A}_6 = {}^3\mathbf{A}_6(\theta_4, \theta_5, \theta_6) \quad (\text{B.17})$$

En appliquant la méthode de Paul à l'équation B.17, nous déterminons progressivement  $\theta_4$ ;  $\theta_5$ ; et  $\theta_6$

$${}^4\mathbf{A}_3 \cdot [\mathbf{F} \ \mathbf{G} \ \mathbf{H}] = {}^5\mathbf{A}_6 \quad (\text{B.18})$$

$$\begin{bmatrix} F_x C\theta_4 + F_z S\theta_4 & G_x C\theta_4 + G_z S\theta_4 & H_x C\theta_4 + H_z S\theta_4 \\ F_z C\theta_4 - F_x S\theta_4 & G_z C\theta_4 - G_x S\theta_4 & H_z C\theta_4 - H_x S\theta_4 \\ -F_y & -G_y & -H_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_5 \cdot C_6 & -C_5 \cdot S_6 & S_5 \\ S_5 & C_5 & 0 \\ -C_6 \cdot S_5 & S_5 \cdot S_6 & C_5 \end{bmatrix} \quad (\text{B.19})$$

Il en découle que :

$$\begin{cases} \sin \theta_4 = H_z \\ \cos \theta_4 = H_x \end{cases} \implies \begin{cases} \theta_4 = \text{atan2}(H_z, H_x) \\ \theta'_4 = \theta_4 + 180^\circ \end{cases} \quad (\text{B.20})$$

$$\begin{cases} \sin \theta_5 = F_z C\theta_4 - F_x S\theta_4 \\ \cos \theta_5 = G_z S\theta_4 - G_x S\theta_4 \end{cases} \implies \theta_5 = \text{atan2}(F_z C\theta_4 - F_x S\theta_4, G_z S\theta_4 - G_x S\theta_4) \quad (\text{B.21})$$

$$\begin{cases} \sin \theta_6 = \frac{-G_y}{S_5} \\ \cos \theta_6 = \frac{F_y}{S_5} \end{cases} \text{ avec } S_5 \neq 0 \implies \theta_6 = \text{atan2}\left(\frac{-G_y}{S_5}, \frac{F_y}{S_5}\right) \quad (\text{B.22})$$

Deux solutions possibles sont obtenues pour  $\theta_4$ . Elles correspondent à configuration du poignet du robot (positive ou négative). Nous obtenons ainsi une famille de huit solutions possibles (figure B.2) correspondant à différente possibilité de configuration articulaire pour chaque position cartésienne.

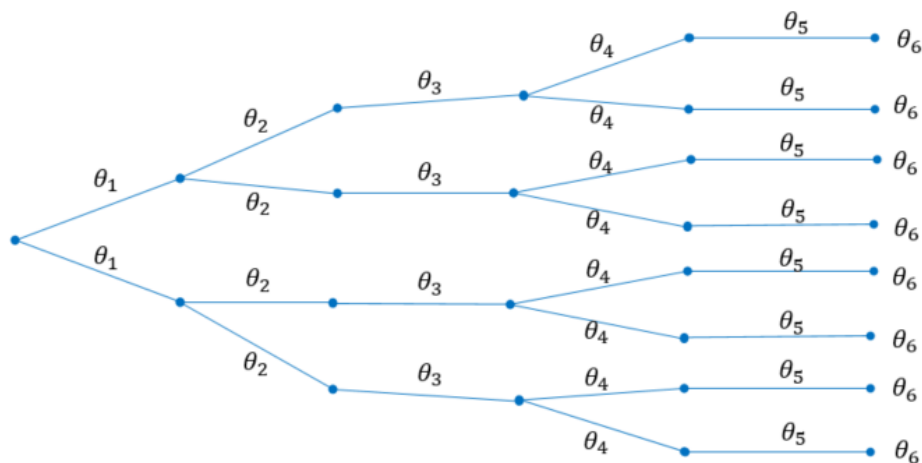


FIGURE B.2 – Nombre de solutions possibles du MGI du TX2 60

### 3 Modélisation dynamique par la méthode de Lagrange

Le formalisme de Lagrange décrit le couple exercé par chaque articulation  $j$ , en termes de l'énergie cinétique  $E$  et de l'énergie potentielle  $U$ . Dans cette partie nous déterminons l'énergie cinétique et l'énergie potentielle du TX2 60 afin de calculer les équations de Lagrange traduisant sa dynamique.

#### 3.1 Calcul de l'énergie cinétique

L'énergie cinétique  $E$  du système est la somme de l'énergie cinétique de chaque corps  $C_j$  du robot, augmentée de l'énergie cinétique engendrée par l'inertie de chaque actionneur.

$$E(q, \dot{q}) = \sum_{j=1}^n \left( E_j + \frac{1}{2} I_{a_j} \dot{q}_j^2 \right) \text{ avec } j = 1 \text{ n et } n = 6 \text{ corps.} \quad (\text{B.23})$$

Or  $E_j = \frac{1}{2}(M_j \vec{v}_{G_j}^T \vec{v}_{G_j} + \vec{\Omega}_j^T I_{G_j} \vec{\Omega}_j)$  avec  $\vec{v}_{G_j} = \frac{d\overrightarrow{OO_j}}{dt} + \frac{d\overrightarrow{O_jG_j}}{dt}$  et  $\mathbf{I}_j = \mathbf{I}_{G_j} + M_j \|\overrightarrow{O_jG_j}\|^2$ , d'où :

$$E = \sum_{j=1}^n \frac{1}{2} [M_j^j \vec{v}_j^T \vec{v}_j + 2M_j \mathbf{s}_j ({}^j \vec{v}_j \times {}^j \vec{\Omega}_j^T) + {}^j \vec{\Omega}_j^T \mathbf{I}_j^j \vec{\Omega}_j] + \frac{1}{2} \mathbf{I}_a \dot{q}^2 \quad (\text{B.24})$$

Sachant que :

- $\mathbf{I}_a$  la matrice diagonale des inerties des actionneurs vues par les articulations et  $I_{a_j} = N_j^2 J_{m_j}$  et  $N_j$  est le rapport de réduction de l'axe  $j$  et  $J_{m_j}$  le moment d'inertie du rotor ;
- $\mathbf{I}_j$  est le tenseur d'inertie du corps  $C_j$  par rapport au repère  $R_j$  ;
- $M_j$  est la masse du corps  $C_j$  ;
- $\mathbf{s}_j$  le vecteur  $\overrightarrow{O_jG_j}$  ;
- ${}^{j-1} \mathbf{P}_j$  le vecteur  $\overrightarrow{O_{j-1}O_j}$  ;
- ${}^j \vec{\Omega}_j$  est le vecteur vitesse de rotation du corps  $C_j$  par rapport à  $R_0$  et exprimée dans  $R_j$  ;
- ${}^j \mathbf{v}_j$  qui correspond à la vitesse en translation du point  $O_j$  dans  $R_0$  exprimée dans  $R_j$ ,

Les deux dernières expressions se calculent comme suit :

$${}^j \vec{v}_j = {}^j A_{j-1} ({}^{j-1} \vec{v}_{j-1} + {}^{j-1} \vec{\Omega}_{j-1} \times {}^{j-1} \vec{P}_j) \quad (\text{B.25})$$

$${}^j \vec{\Omega}_j = {}^j A_{j-1} {}^{j-1} \vec{\Omega}_{j-1} + \dot{\mathbf{q}}_j \vec{a}_j \quad (\text{B.26})$$

L'énergie cinétique peut s'écrire sous la forme du produit de vitesse articulaire  $\dot{\mathbf{q}}_i$  par la matrice d'inertie du robot, que nous appellerons  $A(\mathbf{q})$ , dont les paramètres dépendent des positions articulaires.

$$E(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \frac{1}{2} \dot{\mathbf{q}}^T A(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}} \quad (\text{B.27})$$

$A(\mathbf{q})$  est de dimension  $6 \times 6$  et d'éléments génériques  $A_{ij}$ , elle est symétrique et définie positive.

### 3.1.1 Application au TX2 60

Connaissant la masse de chaque corps  $M_j$ , la matrice diagonale d'inerties des actionneurs  $\mathbf{I}_a$  et la position des centres de masse  $S_j$ , déterminer l'énergie cinétique du TX2 60 revient à calculer les paramètres de vitesse en translation  ${}^j \mathbf{v}_j$  et de vitesse en rotation  ${}^j \vec{\Omega}_j$  de chaque corps  $C_j$ .

a) Calcul des vitesses de translation :

$${}^1\mathbf{v}_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

$${}^2\mathbf{v}_2 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

$${}^3\mathbf{v}_3 = \begin{bmatrix} r_3C23\dot{q}_1 + d_3C3\dot{q}_2 \\ r_3S23\dot{q}_1 - d_3S3\dot{q}_2 \\ d_3S2\dot{q}_1 \end{bmatrix}$$

$${}^4\mathbf{v}_4 = \begin{bmatrix} (S4(r_4S23 + d_3S2) - r_3C4C23)\dot{q}_1 + (C4(r_4 + d_3C3))\dot{q}_2 + r_4C4\dot{q}_3 \\ (C4(r_4S23 + d_3S2) + r_3S4C23)\dot{q}_1 - (S4(r_4 + d_3C3))\dot{q}_2 - r_4S4\dot{q}_3 \\ -r_3S23\dot{q}_1 + d_3S3\dot{q}_2 \end{bmatrix}$$

$${}^5\mathbf{v}_5 = \begin{bmatrix} {}^5v_{5,1} \\ {}^5v_{5,2} \\ {}^5v_{5,3} \end{bmatrix}$$

Avec :

$$- {}^5v_{5,1} = (r_3S5S23 - C5(r_3C4C23 - r_4S4S23 + d_3S2))\dot{q}_1 + (-d_3S3S5 + C4C5(r_4 + d_3C3))\dot{q}_2 + r_4C4C5\dot{q}_3$$

$$- {}^5v_{5,2} = (r_3C5S23 + S5(r_3C4C23 - r_4S4S23 + d_3S2))\dot{q}_1 - (d_3C5S3 + C4S5(r_4 + d_3C3))\dot{q}_2 - r_4C4S5\dot{q}_3$$

$$- {}^5v_{5,3} = (r_3S4C23 + C4(r_4S23 + d_3S2))\dot{q}_1 - S4(r_4 + d_3C3)\dot{q}_2 - r_4S4\dot{q}_3$$

$${}^6\mathbf{v}_6 = \begin{bmatrix} {}^6v_{6,1} \\ {}^6v_{6,2} \\ {}^6v_{6,3} \end{bmatrix}$$

Avec :

$$- {}^6v_{6,1} = (C6(S5(r_3S23 - C5(C4(r_3C23 - S4(r_4S23 + d_3S2)) + r_6S4S23))) + S6(C4(r_4S23 + d_3S2) + r_6(S5C23 + C4C5S23) + r_3S4C23))\dot{q}_1 + (C6(r_6C4 + C4C5(r_4 + d_3C3) - d_3S3S5) - S6(S4(r_4 + d_3C3) + r_6C5S4))\dot{q}_2 + (C6(r_6C4 + r_4C4C5) - S6(r_4S4 + r_6C5S4))\dot{q}_3 + r_6S5S6\dot{q}_4 + r_6C6\dot{q}_5$$

- ${}^6v_{6,2} = (C6(C4(r_4S23+d_3S2)+r_6(S5C23+C4C5S23)+r_3S4C23)-S6(r_3S5S23-C5(r_3C4C23-S4(r_4S23+d_3S2))))+r_6S4S23)\dot{q}_1 - (S6(r_6C4+C4C5(r_4+d_3C3)-d_3S3S5)+C6*(S4(r_4+d_3C3)+r_6C5S4))\dot{q}_2 - (S6(r_6C4+r_4C4C5)+C6(r_4S4+r_6C5S4))\dot{q}_3 + r_6S5C6\dot{q}_4 - r_6S6\dot{q}_5$
- ${}^6v_{6,3} = -(r_3C5S23+S5(r_3C4S23-S4(r_4C23+d_3S2)))\dot{q}_1 + (d_3C5S3+C4S5(r_4+d_3C3))\dot{q}_2 + r_4C4S5\dot{q}_3$

**b) Calcul des vitesses de rotation**

$${}^1\Omega_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{q}_1 \end{bmatrix}$$

$${}^2\Omega_2 = \begin{bmatrix} \dot{q}_1C2 \\ -\dot{q}_1S2 \\ \dot{q}_2 \end{bmatrix}$$

$${}^3\Omega_3 = \begin{bmatrix} -\dot{q}_1S23 \\ \dot{q}_1C23 \\ \dot{q}_2 + \dot{q}_3 \end{bmatrix}$$

$${}^4\Omega_4 = \begin{bmatrix} (\dot{q}_2 + \dot{q}_3)S4 - \dot{q}_1C4S23 \\ (\dot{q}_2 + \dot{q}_3)C4 + \dot{q}_1S4S23 \\ \dot{q}_4 + \dot{q}_1C23 \end{bmatrix}$$

$${}^5\Omega_5 = \begin{bmatrix} C5(S4(\dot{q}_2 + \dot{q}_3) - C4(\dot{q}_1S23)) - S5(\dot{q}_4 + \dot{q}_1C23) \\ -S5(S4(\dot{q}_2 + \dot{q}_3) - C4(\dot{q}_1S23)) - C5(\dot{q}_4 + \dot{q}_1C23) \\ \dot{q}_5 + (\dot{q}_2 + \dot{q}_3)C4 + \dot{q}_1S4S23 \end{bmatrix}$$

$${}^6\Omega_6 = \begin{bmatrix} {}^6\Omega_{6,1} \\ {}^6\Omega_{6,2} \\ {}^6\Omega_{6,3} \end{bmatrix}$$

- ${}^6\Omega_{6,1} = S6(\dot{q}_5 + C4(\dot{q}_2 + \dot{q}_3) + S4(\dot{q}_1C2S3 + \dot{q}_1C3S2)) - C6(S5(\dot{q}_4 + \dot{q}_1C2C3 - \dot{q}_1S2S3) - C5(S4(\dot{q}_2 + \dot{q}_3) - C4(\dot{q}_1C2S3 + \dot{q}_1C3S2)))$
- ${}^6\Omega_{6,2} = S6(S5(\dot{q}_4 + \dot{q}_1C2C3 - \dot{q}_1S2S3) - C5(S4(\dot{q}_2 + \dot{q}_3) - C4(\dot{q}_1C2S3 + \dot{q}_1C3S2))) + C6(\dot{q}_5 + C4(\dot{q}_2 + \dot{q}_3) + S4(\dot{q}_1C2S3 + \dot{q}_1C3S2))$
- ${}^6\Omega_{6,3} = \dot{q}_6 + S5(S4(\dot{q}_2 + \dot{q}_3) - C4(\dot{q}_1C2S3 + \dot{q}_1C3S2)) + C5(\dot{q}_4 + \dot{q}_1C2C3 - \dot{q}_1S2S3)$



### 3.2 Calcul de l'énergie potentielle

$U$  l'énergie potentielle totale du robot est la somme de l'énergie potentielle de chaque corps du robot.

$$\mathbf{U}(q) = \sum_{j=0}^6 \mathbf{U}_j \quad (\text{B.28})$$

$$U_j = -M_j^0 \mathbf{g}^T \mathbf{L}_{OG_j} = -M_j^0 \mathbf{g}^T ({}^0\mathbf{P}_j + {}^0\mathbf{A}_j \mathbf{s}_j) = \begin{bmatrix} -{}^0\mathbf{g}^T & 0 \end{bmatrix} {}^0\mathbf{T}_j \begin{bmatrix} M_j \\ {}^j\mathbf{M}\mathbf{s}_j \end{bmatrix} \quad (\text{B.29})$$

- ${}^0\mathbf{g}^T$  est la transposée du vecteur de pesanteur exprimée dans le repère  $R_0$  ;
- $\mathbf{L}_{OG_j}$  est la position du centre de masse du corps  $C_j$  dans le repère  $R_0$  ;

#### 3.2.1 Application au *TX2 60*

Sachant que  $g$  est l'intensité de la pesanteur terrestre, l'énergie potentielle de chaque corps  $C_j$  du robot est définie par  $U_j$  tel que :

$$U_1 = -Mz_1g$$

$$U_2 = -gMx_2 + gMy_2S2$$

$$U_3 = -gM_3d_3C2 + gMx_3S23 + gMy_3C23$$

$$U_4 = -gM_4(d_3C2 - r_4C23) + gMx_4C4S23 - gMy_4S23S4 - gMz_4C23$$

$$U_5 = -gM_5(r_4C23 - d_3C2) + gMx_5C23(C4C5 + S5) + gMy_5(C23C5 - S23C4S5) - gMz_5S23S4$$

$$U_6 = -gM_6(C23(r_4 - r_6C5) - d_3C2 + r_6S23C4S5) - Mz_6(C23C5 - S23C4S5) + gMx_6(C23C6S5 - S23(S4S6 - C4C5C6S3)) - gMy_6(S23(C6S4 + C4C5S6) + C23S5S6)$$

(B.30)

# Annexe C

## Identification des paramètres dynamiques

### 1 État de l'art sur les frottements

De nombreuses études sont menées dans le but de caractériser les frottements statiques. Différents modèles sont proposés dans la littérature [Bor09] :

- Le modèle de Coulomb : le frottement de Coulomb est généré par le glissement sec de deux surfaces l'une contre l'autre. Cette modélisation stipule que le frottement ne dépend pas en amplitude de la vitesse relative de glissement des surfaces (figure C.1). La force de frottement est définie par l'équation C.1. Où  $F_c = \mu F_N$  est la force de frottement de Coulomb, avec  $\mu$  le coefficient de frottement et  $F_N$  le module de la force normale appliquée.  $F_f$  est la force de frottement,  $F_e$  la force externe tangentielle appliquée et  $v$  est la valeur algébrique de la vitesse relative de glissement.

$$\begin{cases} F_f = \text{sign}(F_e) \min(|F_e|, F_c) \text{ si } v = 0 \\ F_f = F_c \text{sign}(v) \text{ si } v \neq 0 \end{cases} \quad (\text{C.1})$$

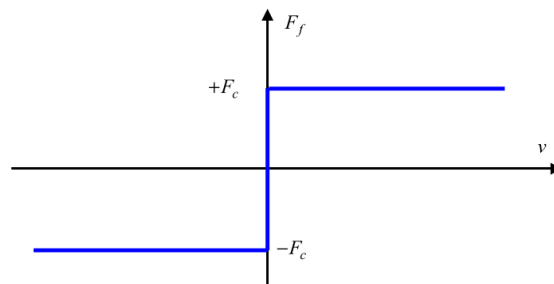


FIGURE C.1 – Modèle de frottement de Coulomb

Ce modèle est très utilisé de par sa simplicité, mais il ne modélise pas les frottements humides et les phénomènes d'oscillation pour des vitesses faibles ou élevées (frottements visqueux).

- Le modèle SCV (Statique, Coulomb et Visqueux) : Il associe le modèle d'adhérence, le modèle de Coulomb et le modèle visqueux. Ce modèle stipule qu'un objet immobile soumis à une force se met en mouvement uniquement si cette force est supérieure à un certain seuil critique  $F_s$ , souvent supérieur à la force  $F_c$  de Coulomb. La force de frottement dans ce cas s'écrit comme suit :

$$\begin{cases} F_f = \text{sign}(F_e) \min(|F_e|, F_c) & \text{si } v = 0 \\ F_f = F_c \text{sign}(v) + F_v v & \text{si } v \neq 0 \end{cases} \quad (\text{C.2})$$

En présence de glissement ( $v \neq 0$ ), le modèle de frottement est représenté suivant le modèle de Coulomb, figure C.1, auquel s'associent les frottements visqueux, caractérisés par le coefficient de frottement visqueux  $\sigma_v$  (figure C.2). Toutefois à faible vitesse, ce modèle présente une absence de corrélations avec la réalité physique et les problèmes de convergence en simulation (problème de la détection précise de  $v = 0$  pour les commutations).

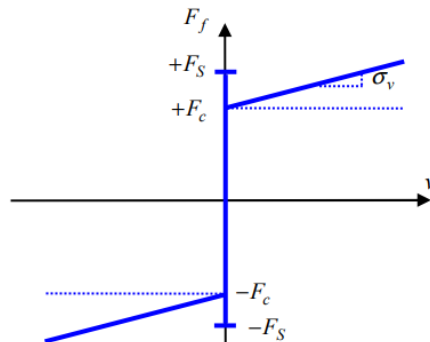


FIGURE C.2 – Modèle de frottement d'adhérence + Coulomb + visqueux

D'autres modèles tels que celui de Karnopp, de Stribeck et de Armstrong viennent améliorer les modèles élémentaires vus ci-dessus. Le modèle de Karnopp, équation C.3, définit un intervalle  $] -dv, dv[$  de vitesse nulle, avec  $v$  qui est forcée à 0 si  $|v| < dv$ . Ce modèle permet de simuler le mouvement de type stick-slip et de garantir la propriété de non dérive (figure C.3) [Kar85]. Le modèle Stribeck permet d'éliminer le saut de la caractéristique frottement-vitesse, tout en améliorant la représentation de la réalité physique (figure C.4) [Bor09]. Son modèle mathématique est défini par l'équation C.4, où  $\delta_s$  caractérise le comportement de  $F(v)$  (Fonction arbitraire modélisant l'effet Stribeck) aux environs de  $v = 0$ ; et  $v_s$ , appelée vitesse de Stribeck, permet de régler la décroissance de  $F_s$  vers  $F_c$  en fonction de  $F(v)$ .

$$\begin{pmatrix} F_f \\ v \end{pmatrix} = \begin{cases} \begin{pmatrix} \text{sign}(F_e) \min(|F_e|, F_s) \\ 0 \end{pmatrix} & \text{pour } |v| < dv \\ \begin{pmatrix} F_c \text{sign}(v) + F_v v \\ v \end{pmatrix} & \text{pour } |v| > dv \end{cases} \quad (\text{C.3})$$

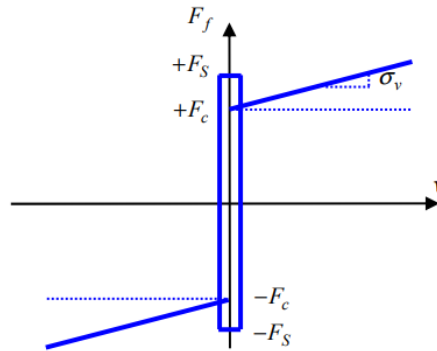


FIGURE C.3 – Modèle de Karnopp

$$F_f = \begin{cases} \text{sign}(F_e) \min(|F_e|, F_s) & \text{si } v = 0 \\ F(v) & \text{si } v \neq 0 \end{cases} \quad (\text{C.4})$$

$$\text{Avec } F(v) = \left[ F_c + (F_s - F_c) e^{-\left| \frac{v}{v_s} \right|^{\delta_s}} \right] \cdot \text{sign}(v) + F_v \cdot v$$

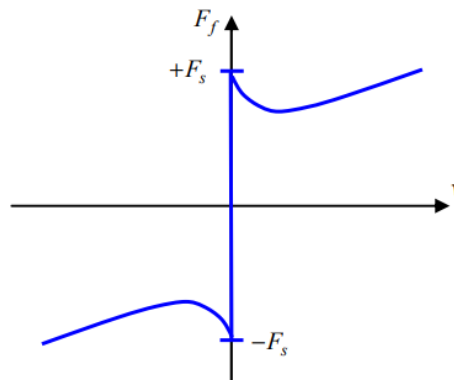


FIGURE C.4 – Modèle de Stribeck

Toutefois, le modèle de Coulomb + frottement visqueux est celui qui est largement utilisé en robotique, du fait de sa simplicité ( equation C.5 et figure C.5) [KDN03].

$$F_f = F_s \text{sign}(v) + F_v v \quad (\text{C.5})$$

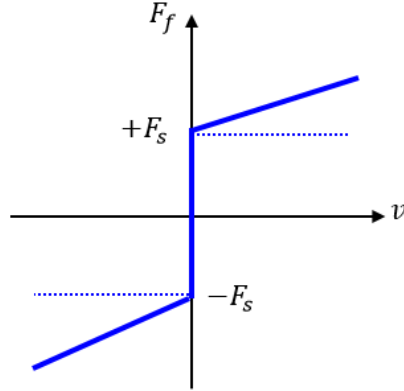


FIGURE C.5 – Modèle de Coulomb+frottement visqueux

## 2 Identification quasi-statique

La détermination des paramètres quasi-statique revient à résoudre des systèmes d'équations définies par l'équation de mouvement quasi-statique III.20. Un exemple de système d'équations est le système C.6, calculé sur la trajectoire lorsque  $t = 40s$ . Trois positions prises sur la trajectoire suffisent pour déterminer l'ensemble des inconnues du système.

La résolution se fait par substitution progressive des inconnues, en commençant par les termes de couple se rapportant au corps le plus haut du robot, le corps 6 dans notre cas. Puis successivement le corps qui suit.

$$\left\{ \begin{array}{l}
 \Gamma_{6,exp} = -0.46M_{y6}g - 0.68M_{x6}g + F_s6 + 0.03Fv6 \\
 \Gamma_{5,exp} = 0.8M_6r_6g + 0.57M_{x5}g + 0.41M_{x6}g + 0.8g(M_{z6} - M_{y5}) - 0.4M_{y6}g + F_s5 + 0.03Fv5 \\
 \Gamma_{4,exp} = -0.17M_{x4}g - 0.13M_{x5}g - 0.22M_{x6}g - 0.18g(M_{y4} + M_{z5}) - 0.12M_6r_6g \\
 \quad - 0.045M_{y6}g - 0.12g(M_{z6} - M_{y5}) + F_s4 + 0.026Fv4 \\
 \Gamma_{3,exp} = 0.7M_{x4}g + 0.33M_{x5}g - 0.25M_{x6}g - 0.039g(M_{y3} - M_{z4}) - 0.67g(M_{y4} + M_{z5}) \\
 \quad + 0.97M_{x3}g - 0.71M_{y6}g + 0.67M_{z6}g + 0.25gr_4(M_4 + M_5) + (0.25r_4 + 0.69r_6)M_6g \\
 \quad + F_s3 + 0.026Fv3 \\
 \Gamma_{2,exp} = 0.97M_{x3}g - 0.49M_{x2}g + 0.7M_{x4}g + 0.33M_{x5}g - 0.22M_{x6}g + 0.87M_{y2}g - 0.23M_{y6}g \\
 \quad - 0.67g(M_{y5} - M_{z6}) - 0.25g(M_{y3} - M_{z4}) - 0.67g(M_{y4} + M_{z5}) - 0.49M_3d_3g \\
 \quad - g(0.49d_3 - 0.23r_4)(M_4 + M_5) + (0.25r_4 + 0.67r_6 - 0.49d_3)M_6g - F_s2 - 0.02Fv2
 \end{array} \right. \quad (C.6)$$

# Bibliographie

- [Ado+09] J. ADOLPHE et al. “Gel contact”. In : *Société d’Imagerie Musculo-Squelettique* 18 (2009).
- [ALL99] Marcelo H. ANG, Wei LIN et Ser Yong LIM. “Walk-through programmed robot for welding in shipyards”. In : *Industrial Robot* 26.5 (1999), p. 377-388.
- [AS89] Robert J. ANDERSON et Mark W. SPONG. “Bilateral Control of Teleoperators with Time Delay”. In : *IEEE Transactions on Automatic Control* 34.5 (1989), p. 494-501.
- [Ata17] Jean-Jacques ATAIN KOUADIO. *Les robots et dispositifs d’assistance physique : état des lieux et enjeux pour la prévention*. 2017.
- [Bah18] Abdelkrim BAHLOUL. “Sur la commande des robots manipulateurs industriels en co-manipulation robotique”. Thèse de doct. Université Paris-Saclay, 2018, p. 167.
- [Bar00] Luc BARON. “A Joint-Limits Avoidance Strategy for Arc-Welding Robots”. In : *International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mec Eng*. May 2000 (2000).
- [Bau18] Julien BAUMEYER. “Co-manipulation sûre d’un robot de protonthérapie”. Thèse de doct. Université d’Orléans, 2018.
- [BCK10] David R. BURNETT et Naira H. CAMPBELL-KYUREGHYAN. “Quantification of scan-specific ergonomic risk-factors in medical sonography”. In : *International Journal of Industrial Ergonomics* 40.3 (2010), p. 306-314.
- [BGF93] B BOTH, De GROOT et Problem FORMULATION. “Inverse Kinematics of the General 6R Manipulator and Related Linkages”. In : *Journal of Mechanical Design* 115/503 (1993).
- [BH06] Stephen P. BUERGER et Neville HOGAN. “Relaxing passivity for human-robot interaction”. In : *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems* (2006), p. 4570-4575.

- [Bob+19] X BOBBIA et al. “Place de l’échographie clinique en médecine d’urgence”. In : *Ann Fr Médecine D’urgence*. (2019).
- [Boc+04] Emad M BOCTOR et al. “A Dual-Armed Robotic System for Intraoperative Ultrasound Guided Hepatic Ablative Therapy : A Prospective Study”. In : *Proceedings of the 2004 IEEE International Conference on Robotics & Automation* (2004).
- [Boe+17] Quentin BOEHLER et al. “From modeling to control of a variable stiffness device based on a cable-driven tensegrity mechanism”. In : *Mechanism and Machine Theory* 107 (2017), p. 1-12.
- [Bor09] Bastien BORSOTTO. “Modélisation , Identification et commande d’un organe de friction Application au contrôle d ’ un système d’embrayage et au filtrage d’acyclismes par glissement piloté”. Thèse de doct. Université Paris-Sud 11, 2009.
- [BPV05] L. AL BASSIT, G. POISSON et P. VIEYRES. “Structures mécaniques à modules sphériques optimisées pour un robot médical de télé-échographie mobile”. Thèse de doct. Université d’Orléans, 2005.
- [Bra+82] M BRADY et al. “Robot Motion, Planning and Control”. In : The MIT Press, Cambridge, Massachusetts (1982).
- [Bro11] Xavier BROQUÈRE. “Planification de trajectoire pour la manipulation d’objets et l’interaction Homme-robot”. Thèse de doct. Université de Toulouse, 2011.
- [Can97] Régis CANART. “Contribution à la Commande Adaptative et Prédictive”. Thèse de doct. UNNERSITE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES DE LILLE, 1997.
- [Cha+17] S. CHAPELIÈRE et al. *Échographie pelvienne de l’enfant et de l’adolescente*. 2017.
- [CHK06] Kevin CLEARY, Nobuhiko HATA et Peter KAZANZIDES. “MICCAI 2006 Workshop Proceedings Workshop on Medical Robotics : Systems and Technology towards Open Architecture”. In : *Robotics* October (2006), p. 120.
- [CL03] Myoung Hwan CHOI et Woo Won LEE. “Quantitative evaluation of an intuitive teaching method for industrial robot using a force / moment direction sensor”. In : *International Journal of Control, Automation and Systems* 1.3 (2003), p. 395-400.
- [Cl12] Alexandre CAMPEAU-LECOURS. “Développement D’Algorithmes De Commande Et D’Interfaces Mécatroniques Pour L’Interaction Physique Humain-Robot”. Thèse de doct. UNIVERSITÉ LAVAL QUÉBEC, 2012, p. 263.

- [Cou+01] Fabien; COURREGES et al. “Real time exhibition of a simulated space telechography using an ultra-light robot”. In : *Proceeding of the 6th International Symposium on Artificial Intelligence and Robotics & Automation in Space: i-SAIRAS* (2001).
- [CP84] Ralph H. CASTAIN et Richard P. PAUL. “An On-Line Dynamic Trajectory Generator”. In : *The International Journal of Robotics Research* 3.1 (1984), p. 68-72.
- [Cro69] P. F. CROSHAW. *Hardiman arm test*. Rapp. tech. 1969.
- [CW98] Chien Chern CHEAH et Danwei WANG. “Learning impedance control for robotic manipulators”. In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 14.3 (1998), p. 452-465.
- [DA14] Fotios DIMEAS et Nikos ASPRAGATHOS. “Fuzzy learning variable admittance control for human-robot cooperation”. In : *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems* January 2018 (2014), p. 4770-4775.
- [DBG07] Vincent DUCHAINE, Samuel BOUCHARD et Clément M. GOSSELIN. “Computationally efficient predictive robot control”. In : *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 12.5 (2007), p. 570-578.
- [Der18] Oriane DERMY. “Prédiction du mouvement humain pour la robotique collaborative : du geste accompagné au mouvement corps entier .” In : (2018).
- [DG09] Vincent DUCHAINE et Clément GOSSELIN. “Safe, Stable and Intuitive Control for Physical Human-Robot Interaction”. In : *IEEE International Conference on Robotics and Automation* (2009), p. 3383-3388.
- [D’H17] Florent D’HONDT. *Identification des paramètres dynamiques d ’ un robot humanoïde*. Rapp. tech. Ecole Polytechnique de Louvain, 2017.
- [DHE55] J DENAVIT, R. S. HARTENBERG et Ill. EVANSTON. “A kinematic notation for lower-pair mechanisms based on matrices”. In : *Journal Of Applied Mechanics* (1955).
- [Dhy+17] Manish DHYANI et al. “A pilot study to precisely quantify forces applied by sonographers while scanning: A step toward reducing ergonomic injury”. In : *Work* 58.2 (2017), p. 241-247.
- [DO02] Ashish DUTTA et Goro OBINATA. “Impedance control of a robotic gripper for cooperation with humans”. In : *Control Engineering Practice* 10.4 (2002), p. 379-389.



- [Dom+03a] Etienne DOMBRE et al. “Dermarob: A Safe Robot for Reconstructive Surgery”. In : *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 19.5 (2003), p. 876-884.
- [Dom+03b] Etienne DOMBRE et al. “Quelques problèmes de conception et commande de robots médicaux”. In : *Mécanique et Industries* 4.5 (2003), p. 559-563.
- [Dub87] Rajiv DUBEY. “REDUNDANT ROBOT CONTROL FOR HIGHER FLEXIBILITY John”. In : *Journal of Chemical Information and Modeling* 8.9 (1987), p. 1-58. arXiv : arXiv:1011.1669v3.
- [Duc10] Vincent DUCHAINE. “Commande Des Robots Destinés À Interagir Physiquement Avec L ’ Humain”. Thèse de doct. Université Laval, 2010.
- [EBB16] L ESTEVENY, L BARBÉ et B BAYLE. “Variable Stiffness Mechanism in Robotized Interventional Radiology”. In : *New Trends in Medical and Service Robots*. Sous la dir. de Philippe WENGER et al. Cham : Springer International Publishing, 2016, p. 45-58.
- [Fan+17] Ting Yun FANG et al. “Force-assisted ultrasound imaging system through dual force sensing and admittance robot control”. In : *International Journal of Computer Assisted Radiology and Surgery* 12.6 (2017), p. 983-991.
- [Fes14] FESTO. *MultiChoiceGripper One gripper for the widest variety of shapes*. 2014.
- [FH85] T. FLASH et N. HOGAN. “The coordination of arm movements: An experimentally confirmed mathematical model”. In : *Journal of Neuroscience* 5.7 (1985), p. 1688-1703.
- [Fon+17] Justin FONG et al. “EMU: A transparent 3D robotic manipulandum for upper-limb rehabilitation”. In : *IEEE International Conference on Rehabilitation Robotics* (2017), p. 771-776.
- [Fuk+91] Toshio FUKUDA et al. “Manipulator for man-robot cooperation”. In : *IECON Proceedings (Industrial Electronics Conference)* 2 (1991), p. 996-1001.
- [GB14] Maxime GAUTIER et Sébastien BRIOT. “Global Identification of Joint Drive Gains and Dynamic Parameters of Robots”. In : *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 136.September (2014), p. 1-9.
- [GB98] Christian GRUBER et Willy BENOIT. *Mécanique générale, nouvelle édition, revue et augmentée*. 1998, p. 736.

- [GDA17] Stavros GRAFAKOS, Fotios DIMEAS et Nikos ASPRAGATHOS. “Variable admittance control in pHRI using EMG-based arm muscles co-activation”. In : *2016 IEEE International Conference on Systems, Man, and Cybernetics, SMC 2016 - Conference Proceedings* (2017), p. 1900-1905.
- [GOS17] Sugeeth GOPINATHAN, Sonja OTTING et Jochen STEIL. “A user study on personalized adaptive stiffness control modes for human-robot interaction”. In : *RO-MAN 2017 - 26th IEEE International Symposium on Robot and Human Interactive Communication* 2017-Janua.August (2017), p. 831-837.
- [GÖS17] Sugeeth GOPINATHAN, Sonja K. ÖTTING et Jochen J. STEIL. “A user study on personalized stiffness control and task specificity in physical human-robot interaction”. In : *Frontiers Robotics AI* 4.NOV (2017), p. 1-16.
- [Gou+99] Alain GOURDON et al. “A new robotic mechanism for medical application”. In : *International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics* (1999), p. 33-38.
- [GR82] K. C. GUPTA et B. ROTH. “Design Considerations for Manipulator Workspace”. In : *Journal of Mechanical Design* 104.4 (oct. 1982) 49.September (1982), p. 704-711. issn : 0161-8458.
- [Gue05] Agnès GUERRAZ. “Etude du télégeste médical non invasif utilisant un transducteur gestuel à retour d ’ efforts”. Thèse de doct. Université Joseph Fourier de Grenoble, 2005.
- [Hag13] Hiba HAGE. “Identification et simulation physique d’un robot Stäubli TX90 pour le fraisage à grande vitesse”. Thèse de doct. UNIVERSITE PIERRE ET MARIE CURIE, 2013.
- [Her07] Ignacio HERRERA AGUILAR. “Commande des Bras Manipulateurs et Retour Visuel pour des Applications a la Robotique de Service”. In : (2007).
- [Hog84] N. HOGAN. “An organizing principle for a class of voluntary movements”. In : *Journal of Neuroscience* 4.11 (1984), p. 2745-2754.
- [Hog85] Neville HOGAN. “Impedance control: An approach to manipulation: Part I-theory”. In : *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions of the ASME* 107.1 (1985), p. 1-7.
- [II95] Ryojun IKEURA et Hikaru INOOKA. “Variable impedance control of a robot for cooperation with a human”. In : *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* 3 (1995), p. 3097-3102.

- [IMI94] Ryojun IKEURA, Hiroshi MONDEN et Hikaru INOOKA. “Cooperative motion control of a robot and a human”. In : *Robot and Human Communication - Proceedings of the IEEE International Workshop* (1994), p. 112-117.
- [Iwa+11] Yamato IWAMURA et al. “Do elderly people prefer a conversational humanoid as a shopping assistant partner in supermarkets?” In : *HRI 2011 - Proceedings of the 6th ACM/IEEE International Conference on Human-Robot Interaction* November 2015 (2011), p. 449-457.
- [Jak+03] M JAKOPEC et al. “The hands-on orthopaedic robot”. In : *Robotics and Automation, IEEE Transactions on* 19.5 (2003), p. 902-911.
- [Jan+08] Marie Ange JANVIER et al. “Performance evaluation of a medical robotic 3D-ultrasound imaging system”. In : *Medical Image Analysis* 12.3 (2008), p. 275-290.
- [Jar+10] Nathanael JARRASSÉ et al. “A methodology to quantify alterations in human upper limb movement during co-manipulation with an exoskeleton”. In : *IEEE Transactions on Neural Systems and Rehabilitation Engineering* 18.4 (2010), p. 389-397.
- [JJ15] A JUBIEN et Anthony JUBIEN. “Identification dynamique des robots à flexibilités articulaires”. In : (2015).
- [Kar85] D KARNOPP. “Computer simulation of stick-slip friction in mechanical dynamic systems, Measurement and Control, Transactions ASME”. In : *Journal of Dynamic Systems* (1985).
- [Kaz01] Homayoon KAZEROONI. *Human power amplifier for vertical maneuvers*. 2001.
- [Kaz88] H. KAZEROONI. “Extenders: Human machine interaction via the transfer of power and information signals”. In : *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems* 1988-Octob.January (1988), p. 737-742.
- [Kaz93] H. KAZEROONI. “Extender: A case study for human-robot interaction via transfer of power and information signals”. In : *Proceedings of 1993 2nd IEEE International Workshop on Robot and Human Communication, ROMAN 1993* (1993), p. 10-20.
- [KB06] Serdar KUCUK et Zafer BINGUL. “Comparative study of performance indices for fundamental robot manipulators”. In : *Robotics and Autonomous Systems* 54.7 (2006), p. 567-573.
- [KB87] Charles A. KLEIN et Bruce E. BLAHO. “Dexterity Measures for the Design and Control of Kinematically Redundant Manipulators.” In : *International Journal of Robotics Research* 6.2 (1987), p. 72-83.

- [KDN03] Wisama KHALIL, Etienne DOMBRE et MI NAGURKA. *Modelling, identification and control of robots*. Applied Me. 2003.
- [KFF93] Kazuhiro KOSUGE, Yoshio FUJISAWA et Toshio FUKUDA. "Control of robot directly maneuvered by operator". In : *1993 International Conference on Intelligent Robots and Systems 00.C* (1993), p. 49-54.
- [Kha+09] Wisama KHALIL et al. "Identification expérimentale des paramètres inertiels de la charge d'un robot Stäubli RX90". In : *archives ouvertes HAL 9* (2009), p. 1-6. arXiv : hal-00362676.
- [Koe19] Adrien KOESSLER. "Contribution à l'agrandissement de l'espace de travail opérationnel des robots parallèles. Vérification du changement de mode d'assemblage et commande pour la traversée des singularités To cite this version : HAL Id : tel-02128890 Université Clermo". Thèse de doct. Université Clermont Auvergne, 2019.
- [Krö10] Torsten KRÖGER. *On-line trajectory génération in robotic systems*. 2010, p. 1-8.
- [Kum+00] Rajesh KUMAR et al. "Preliminary experiments in cooperative human/robot force control for robot assisted microsurgical manipulation". In : *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation 1* (2000), p. 610-617.
- [Kus+01] Daisuke KUSHIDA et al. "Human direct teaching of industrial articulated robot arms based on force-free control". In : *Artificial Life and Robotics 5.1* (2001), p. 26-32.
- [Lam12] Xavier LAMY. "Conception d'une Interface de Pilotage d'un Cobot". Thèse de doct. UNIVERSITÉ PIERRE ET MARIE CURIE, 2012.
- [Lan+16] Chiara Talignani LANDI et al. "Tool compensation in walk-through programming for admittance-controlled robots". In : *IECON Proceedings (Industrial Electronics Conference)* (2016), p. 5335-5340.
- [LAS16] Sang Duck LEE, Kuk Hyun AHN et Jae Bok SONG. "Torque control based sensorless hand guiding for direct robot teaching". In : *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems 2016-Novem* (2016), p. 745-750.
- [Le 15] Julien LE FLOHIC. "Vers une commande basée modèle des machines complexes : application aux machines-outils et machines d'essais mécaniques". Thèse de doct. Université Blaise Pascal-Clermont II, 2015, p. 165.

- [Lee+06] Kye Young LEE et al. “The application of the human-robot cooperative system for construction robot manipulating and installing heavy materials”. In : *2006 SICE-ICASE International Joint Conference* (2006), p. 4798-4802.
- [LG14] Pascal D. LABRECQUE et Clément GOSSELIN. “Robotic force amplification with free space motion capability”. In : *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* (2014), p. 134-140.
- [Lic02] Daniel A. LICHTENSTEIN. *L'échographie générale en réanimation*. 2ème édit. 2002, p. 213.
- [Lin+20] Lukas LINDENROTH et al. “Design and Integration of a Parallel, Soft Robotic End-Effector for Extracorporeal Ultrasound”. In : *IEEE Transactions on Biomedical Engineering* 67.8 (2020), p. 2215-2229. arXiv : 1906.04526.
- [Mas81] Matthew T. MASON. “Compliance and Force Control for Computer Controlled Manipulators”. In : *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics* 11.6 (1981), p. 418-432.
- [Mat16] Kim MATHIASSEN. “An Ultrasound Robotic System Using the Commercial Robot UR5”. In : *Frontiers in Robotics and AI* 3.February (2016), p. 1-16.
- [Mez18] Ramy MEZIANE. “Étude d'un système interactif sécuritaire dédié à l'interaction humain-robot appliqué à des mécanismes parallèles entraînés par des câbles”. Thèse de doct. Université du Québec, 2018.
- [Mic87] MICHAEL KORNELY. *Self balancing electric hoist*. 1987.
- [Mil+18] Amit MILSTEIN et al. “Human-centered transparency of grasping via a robot-assisted minimally invasive surgery system”. In : *IEEE Transactions on Human-Machine Systems* 48.4 (2018), p. 349-358.
- [MMS16] Fujii MASAKAZU, Hiroki MURAKAMI et Mitsuharu SONEHARA. “Study on Application of a Human-Robot Collaborative System Using Hand-Guiding in a Production Line”. In : *IHI Engineering Review* 49.1 (2016), p. 24-29.
- [Mon+12] Simon C MONNINGTOM et al. *Risk Management of Musculoskeletal Disorders in*. Rapp. tech. March. 2012.
- [MS95] Toshio MORITA et Shigeki SUGANO. “Design and development of a new robot joint using a mechanical impedance adjuster”. In : *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* 3 (1995), p. 2469-2475.

- [Mul+20] Thomas MULLER et al. *A study on transparency of a passive manipulation mechanism : application to Neoditech Scara Parts*. Rapp. tech. 2020.
- [Mur17] Susan MURPHEY. “Work Related Musculoskeletal Disorders in Sonography”. In : *Journal of Diagnostic Medical Sonography* 33.5 (2017), p. 356-369.
- [Nor11] NORME EUROPEENNE. *Iso 10218 Exigences de sécurité pour les robots industriels*. 2011.
- [Nou09] Laurence NOUAILLE. “Démarche de conception de robots médicaux Application à un robot de télé-échographie”. Thèse de doct. Université d’Orléans, 2009, p. 184.
- [OMN10] Christian OTT, Ranjan MUKHERJEE et Yoshihiko NAKAMURA. “Unified impedance and admittance control”. In : *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* (2010), p. 554-561.
- [OMN15] Christian OTT, Ranjan MUKHERJEE et Yoshihiko NAKAMURA. “A Hybrid System Framework for Unified Impedance and Admittance Control”. In : *Journal of Intelligent and Robotic Systems: Theory and Applications* 78.3-4 (2015), p. 359-375.
- [Pac08] Flavien PACCOT. “Thèse Contributions à la commande dynamique référencée capteur de robots parallèles”. Thèse de doct. Université Clermont Auvergne, 2008.
- [Pau81] R.P. PAUL. *Robot manipulators. mathematics, programming and control*. The MIT Press, The Massachusetts Institute of Technology, 1981.
- [Pie68] Donald L PIEPER. “The kinematics of manipulators under computer control”. Thèse de doct. Stanford university, 1968.
- [Pie+99] François PIERROT et al. “Hippocrate : a safe robot arm for medical applications with force feedback Franc”. In : *Medical Image Analysis* 3.3, *Medical Image Analysis* (1999), p. 285-300.
- [Pow69] Edgar R. POWELL. *tool balancer*. 1969.
- [PPA14] M. PUECH, F. PERRENOUD et M. AIMADALY. “Exploration de la papille par échographie”. In : *Imagerie en ophtalmologie* (2014), p. 335-343.
- [Pre97] Christine PRELLE. “Contribution au contrôle de la compliance d’un bras de robot à actionnement électropneumatique”. In : *LAI - Laboratoire d’Automatique Industrielle* (1997).

- [PS12] Nicholas PAINE et Luis SENTIS. “A new prismatic series elastic actuator with compact size and high performance”. In : *2012 IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics, ROBIO 2012 - Conference Digest (2012)*, p. 1759-1766.
- [PS15] Sarosh PATEL et Tarek SOBH. “Manipulator Performance Measures - A Comprehensive Literature Survey”. In : *Journal of Intelligent and Robotic Systems: Theory and Applications* 77.3-4 (2015), p. 547-570.
- [PTA16] Luka PETERNEL, Nikos TSAGARAKIS et Arash AJUDANI. “Towards multi-modal intention interfaces for human-robot co-manipulation”. In : *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems 2016-Novem (2016)*, p. 2663-2669.
- [PW95] Gill A. PRATT et Matthew M. WILLIAMSON. “Series elastic actuators”. In : *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems 1 (1995)*, p. 399-406.
- [Rai+17] Gennaro RAIOLA et al. “Co-manipulation with a Library of Virtual Guiding Fixtures”. In : *HAL science ouverte (2017)*.
- [Ran02] Eleanor RANSOM. “The causes of Musculoskeletal injury amongst sonographers In the UK”. In : *Society of Radiographers (2002)*.
- [Ran+15] Isura RANATUNGA et al. “Intent aware adaptive admittance control for physical Human-Robot Interaction”. In : *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation 2015-June.June (2015)*, p. 5635-5640.
- [RC81] M. H. RAIBERT et J. J. CRAIG. “Hybrid position/force control of manipulators”. In : *Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Transactions of the ASME* 103.2 (1981), p. 126-133.
- [Res+17] Susana Sanchez RESTREPO et al. “Iterative virtual guides programming for human-robot comanipulation”. In : *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, AIM May 2018 (2017)*, p. 219-226.
- [Res19] Susana Sanchez RESTREPO. “programming for human-robot comanipulation”. Thèse de doct. Université de Toulouse, 2019.
- [Riw+11] A. RIWAN et al. “Projet surgicobot: Robot d’assistance à la chirurgie du rachis”. In : *Irbm* 32.2 (2011), p. 130-134.
- [Sal80] J. Kenneth SALISBURY. “Active Stiffness Control of a Manipulator in Cartesian Coordinates.” In : *Proceedings of the IEEE Conference on Decision and Control* 1 (1980), p. 95-100.

- [Sal+99] S E SALCUDEAN et al. "Robot-Assisted Diagnostic Ultrasound - Design and Feasibility Experiments". In : (1999), p. 1062-1072.
- [San09] Pedro SANZ. *Robotics: Modeling, Planning, and Control*. T. 16. 4. Sanz2009, 2009, p. 101.
- [San19] Sebastian Juan SANDOVAL AREVALO. "Contribution à la commande en couple de robots redondants avec contrainte de RCM dans un contexte d'interaction physique humain-robot". Thèse de doct. Université d'Orléans, 2019.
- [Sar13] Jlassi SARRA. "Formulation et étude des problème de commande en co-manipulation robotique". Thèse de doct. UNIVERSITÉ PARIS-SUD ÉCOLE, 2013, p. 259.
- [SBS04] W SYMENS, H van BRUSSEL et J SWEVERS. "Gain-scheduling control of machine tools with varying structural flexibility". In : *CIRP Annals* 53.1 (2004), p. 321-324.
- [SC82] J. Kenneth SALISBURY et John J. CRAIG. "Articulated Hands". In : *The International Journal of Robotics Research* 1.1 (1982), p. 4-17.
- [SI87] R SPECHT et R ISERMANN. "ON-LINE IDENTIFICATION OF INERTIA , FRICTION AND GRAVITATIONAL FORCES APPLIED TO AN INDUSTRIAL ROBOT". In : *IFAC Proceedings Volumes* 21.16 (1987), p. 219-224.
- [SK16] Bruno SICILIANO et Oussama KHATIB. *Robotics and the handbook*. 2016, p. 1-6.
- [SL86] J. J.E. SLOTINE et W. LI. "on the Adaptive Control of Robot Manipulators." In : *American Society of Mechanical Engineers, Dynamic Systems and Control Division (Publication) DSC* 3 (1986), p. 51-56.
- [SN71] P N SHETH et The D-h NOTATION. "A Generalized Symbolic Notation for Mechanisms". In : (1971).
- [Sun07] Kim SUNLEY. "Prevention of work-related musculoskeletal disorders in sonography". In : *The society of radiographers* 1 (2007).
- [Tap17] Jose Gutierrez TAPIA. "Modélisation et identification géométrique de robots utilisés pour des opérations d ' usinage". Thèse de doct. Université Blaise Pascal-Clermont II, 2017.
- [Tro20] Jocelyne TROCCAZ. *La robotisation en chirurgie. Les concepts*. Rapp. tech. Académie Nationale de Chirurgie, 2020.



- [TYH02] Toru TSUMUGIWA, Ryuichi YOKOGAWA et Kei HARA. “Variable impedance control based on estimation of human arm stiffness for human-robot cooperative calligraphic task”. In : *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* 1.May (2002), p. 644-650.
- [Van95] Pierre Olivier VANDANJON. “IDENTIFICATION ROBUSTE DES PARAMETRES INERTIELS DES BRAS MANIPULATEURS PAR DECOUPLAGE FREQUENTIEL”. Thèse de doct. 1995.
- [Vg04] Adriana VILCHIS-GONZALES. “Télé-échographie robotisée”. Thèse de doct. Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG, 2004.
- [Vil+03] Adriana VILCHIS et al. “T616-1 chographie Robotisee des concepts et la validation clinique”. In : *ANN. Télécommun.*, 58. 5-6. 2003, p. 687-697.
- [VTW85] R. VIJAYKUMAR, M. J. TSAI et K. J. WALDRON. “Geometric optimization of manipulator structures for working volume and dexterity”. In : *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* (1985), p. 228-236.
- [Wan+98] Witaya WANNASUPHOPRASIT et al. “Cobots: a novel material handling technology”. In : *American Society of Mechanical Engineers (Paper)* (1998), p. 1-7.
- [Wat76] Paul C. WATSON. *Remote center compliance system*. 1976.
- [WBH19] Matthias WEYRER, Mathias BRANDSTÖTTER et Manfred HUSTY. “Singularity avoidance control of a non-holonomic mobile manipulator for intuitive hand guidance”. In : *Robotics* 8.1 (2019), p. 1-17.
- [WH08] Sebastian WOLF et Gerd HIRZINGER. “A new variable stiffness design: Matching requirements of the next robot generation”. In : *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* (2008), p. 1741-1746.
- [WS06] A. WINKLER et J. SUCHÝ. “Force-guided motions of a 6-d.o.f. industrial robot with a joint space approach”. In : *Advanced Robotics* 20.9 (2006), p. 1067-1084.
- [Yos85] Tsuneo YOSHIKAWA. “Manipulability of Robotic Mechanisms.” In : *International Journal of Robotics Research* 4.2 (1985), p. 3-9.
- [ZDL15] Yue ZHAN, Xing Guang DUAN et Jian Xi LI. “Review of comanipulation robot in surgery”. In : *2015 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation, ICMA 2015* (2015), p. 1466-1471.

- 
- [Zem+15] Nabil ZEMITI et al. “Force Controlled Laparoscopic Surgical Robot without Distal ForceSensing To cite this version :” in : *Experimental Robotics IX* (2015).
- [Zha+19] Shaolin ZHANG et al. “A Sensorless Hand Guiding Scheme Based on Model Identification and Control for Industrial Robot”. In : *IEEE Transactions on Industrial Informatics* 15.9 (2019), p. 5204-5213.