HAL
open science

Le Delthaptic, un nouveau dispositif haptique parallèle polyvalent à six degrés de liberté actifs.

Margot Vulliez

To cite this version:

Margot Vulliez. Le Delthaptic, un nouveau dispositif haptique parallèle polyvalent à six degrés de liberté actifs.. Automatique / Robotique. Université de Poitiers - Faculté des Sciences Fondamentales et Appliquées, 2018. Français. NNT : . tel-01964667

HAL Id: tel-01964667

https://hal.science/tel-01964667v1

Submitted on 23 Dec 2018

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.

THESE

Pour l'obtention du Grade de

DOCTEURE DE L'UNIVERSITE DE POITIERS

Faculté des Sciences Fondamentales et Appliquées
Diplôme National - Arrêté du 25 mai 2016

Ecole Doctorale SI-MMEA n° 522
Sciences et Ingénierie en Matériaux, Mécanique, Energétique et Aéronautique

Secteur de Recherche : Génie Mécanique, Productique, Transport

Présentée par :

Margot Vulliez

Le Delthaptic, un nouveau dispositif haptique parallèle polyvalent à six degrés de liberté actifs.

Directeurs de thèse :

Pr. Saïd Zeghloul
Pr. Oussama Khatib

Soutenue le 9 juillet 2018
Devant la commission d'examen

JURY

M. Damien Chablat	Directeur de recherche, *LS2N, Ecole Centrale Nantes*	Rapporteur
M. Grigore Gogu	Professeur des Universités, *Institut Pascal, Sigma Clermont*	Rapporteur
M. Florian Gosselin	Ingénieur de Recherche, *CEA-LIST Saclay*	Examinateur
M. Saïd Zeghloul	Professeur des Universités, *Institut Pprime, Université de Poitiers*	Examinateur
M. Oussama Khatib	Professeur des Universités, *AI laboratory, Stanford University*	Examinateur

Remerciement

Sans l'aide des membres de la team RoBioSS, je n'aurais pas pu aller aussi loin dans le développement, les expérimentations et la valorisation du Delthaptic. La recherche est un travail d'équipe ! C'est pourquoi mes premiers remerciements vont aux copains du labo, pour vos explications, vos avis éclairés, vos coups de main et les bons moments partagés autour d'une bière ou d'un repas.

Un grand merci à Mickaël Beau, c'était un sacré challenge d'usiner l'ensemble des pièces du prototype (et il y en a !) sur machines conventionnelles.

Je remercie également les mamans des doctorants, Laurence Artus et Alicia Lecesve, pour votre écoute et votre soutien, ainsi qu'Estelle Ferdinand et Catherine De Saint Martin pour m'avoir épaulé dans mes missions.

Ces remerciements vont également à Oussama Khatib et à l'équipe du Stanford Robotics Lab. Merci pour l'accueil chaleureux lors de mes visites en Californie, les conseils et les indications essentiels à l'avancée de mes travaux, et les belles découvertes.

Je souhaite ensuite remercier l'ensemble des membres de mon jury de thèse d'avoir évalué mes travaux dans le peu de temps imparti et, en particulier, Damien Chablat et Grigore Gogu qui ont consenti à en être les rapporteurs. Merci pour vos questions, votre expertise et les échanges constructifs pour la suite du projet.

Enfin, à mes parents, à ma soeur, à ma famille, à mes vieux colocs et à mes affreuses, merci pour tout !

Synopsis

The Delthaptic, a novel versatile parallel haptic device with six active degrees of freedom.

Author : **Margot Vulliez**, *margot.vulliez@univ-poitiers.fr*
RoBioSS team, Pprime institute, University of Poitiers

Supervisors : **Saïd Zeghloul**, *said.zeghloul@univ-poitiers.fr*
RoBioSS team, Pprime institute, University of Poitiers
Oussama Khatib, *ok@cs.stanford.etu*
Stanford Robotics Lab, Artificial Intelligence Lab, Stanford University

Teleoperation represents a crucial aspect of collaborative robotics by securing the human operator on a distant work station. In this context, the design of a versatile haptic device is a major concern and should lead to an accurate and robust interface between human and machines.

The thesis aims at developing a new haptic device with six active degrees of freedom suitable for various uses. This manuscript focuses on the creation of a novel mechanism, explains technical and design choices, and describes the experimental validation of the new haptic device, the Delthaptic.

A systematic mechatronic design strategy structures the development of the Delthaptic. After a review on existing haptic devices, the design requirements are defined with respect to human sensorimotor performances. During the structural design stage, an original architecture is proposed which couples two Delta robots in-parallel to the end-effector, a handle on a screw joint. This new device ensures a large and singularity-free workspace while keeping the benefits of parallel mechanisms. The parameters of the structure and the actuation are set through a multi-objective optimization process to provide a high transparency. A prototype of the Delthaptic was built and implemented into the laboratory robotic platform to achieve different remote tasks. Experimental tests demonstrate the dynamic performances and the ability of the prototype to constitute a versatile haptic device. The Delthaptic can teleoperate industrial robots, collaborative robots, or interact with a virtual environment in real-time.

Résumé

Le Delthaptic, un nouveau dispositif haptique parallèle polyvalent à six degrés de liberté actifs.

Autrice : **Margot Vulliez**, *margot.vulliez@univ-poitiers.fr*
Institut Pprime, équipe RoBioSS Université de Poitiers

Directeurs : **Saïd Zeghloul**, *said.zeghloul@univ-poitiers.fr*
Institut Pprime, équipe RoBioSS Université de Poitiers
Oussama Khatib, *ok@cs.stanford.etu*
Stanford Robotics Lab, Artificial Intelligence Lab, Stanford University

La téléopération est une composante essentielle de la robotique collaborative, sécurisant l'opérateur sur un poste de contrôle à distance. Dans ce contexte, la conception d'un dispositif haptique polyvalent, interface Homme/machine fidèle et robuste, constitue un challenge majeur.

La thèse vise à développer un nouveau dispositif haptique à six degrés de liberté actifs, adapté à différentes applications. La construction du nouveau mécanisme, les choix technologiques de conception et la validation expérimentale du dispositif font l'objet de ce manuscrit.

Les travaux s'articulent autour d'une stratégie systématique de conception mécatronique. Après un état de l'art des dispositifs polyvalents existants, les exigences fonctionnelles sont définies en accord avec les performances sensori-motrices humaines. Une phase de conception structurelle mène à l'élaboration d'une architecture originale, couplant deux robots Delta en parallèle à l'effecteur, une poignée sur liaison hélicoïdale. Ce dispositif innovant, le Delthaptic, permet d'atteindre un large espace de travail sans singularité, tout en conservant les avantages des mécanismes parallèles. La structure et l'actionnement du Delthaptic sont ensuite optimisés pour offrir une grande transparence à l'opérateur. Un prototype de l'interface haptique a été fabriqué et ses performances dynamiques ont été identifiées expérimentalement. Le Delthaptic est intégré au sein de la plateforme collaborative multirobot du laboratoire sur différentes applications, validant ainsi son bon fonctionnement et ses aptitudes comme dispositif haptique. Il peut piloter des robots industriels et collaboratifs, ou interagir avec un environnement virtuel en temps réel.

Table des matières

Table des matières

Table des figures

Liste des tableaux

Introduction **1**

1 Un dispositif haptique transparent et polyvalent **5**
1.1 Positionnement de l'étude 6
1.2 Quelles exigences pour un dispositif haptique optimal ? 7
1.2.1 Vers une transparence de l'interface Homme/machine 7
1.2.2 Des exigences compatibles avec les performances sensorimotrices humaines 9
1.3 Un aperçu des dispositifs haptiques polyvalents existants 11
1.3.1 Des structures sérielles offrant un large espace de travail 11
1.3.2 Des mécanismes parallèles légers et rigides 12
1.3.3 Le compromis des architectures hybrides 15
1.3.4 De nouvelles structures couplées 16
1.4 Stratégie de conception 19

2 Une nouvelle architecture parallèle couplée à six degrés de liberté **23**
2.1 Conception structurelle de l'interface 24
2.1.1 Définition de l'architecture 24
2.1.2 Choix technologiques et conception spécifique des composants 26
2.2 Modélisation géométrique 31
2.2.1 Modèles géométriques et modes du robot Delta 31
2.2.2 Modèles géométriques du Delthaptic 34
2.3 Analyse cinématique et singularités 37
2.3.1 Modélisation cinématique du robot Delta 37
2.3.2 Cinématique de l'architecture complète 38
2.3.3 Configurations singulières 40
2.4 Modèle dynamique inverse du Delthaptic 42

3 Optimisation multicritère du mécanisme **45**
3.1 Synthèse dimensionnelle sous critères cinématiques 46
3.1.1 Des optimisations sous critères cinématiques, une revue de littérature . . . 46
3.1.2 Formulation du problème d'optimisation multiobjectif 52
3.1.3 Sélection de paramètres géométriques initiaux 57

3.2 Choix des actionneurs et des systèmes de transmission 59
3.2.1 Procédure de sélection 59
3.2.2 Capacité statique nécessaire en effort 61
3.2.3 Performances dynamiques exigées 63
3.2.4 Sélection de l'actionnement 65
3.3 Optimisation globale de la dynamique du Delthaptic 69
3.3.1 Des indices de performances dynamiques, un état de l'art 69
3.3.2 Processus d'optimisation multicritère 71
3.3.3 Ajustement des paramètres géométriques et de l'actionnement 73

4 Validation expérimentale et identification dynamique du Delthaptic 77
4.1 Construction et intégration d'un prototype 78
4.1.1 Réalisation mécanique 78
4.1.2 Architecture matérielle de commande 79
4.1.3 Architecture logicielle 81
4.1.4 Schéma de contrôle en boucle ouverte 83
4.2 Évaluation des performances du prototype 85
4.2.1 Accessibilité de l'espace de travail 85
4.2.2 Résolution en position 86
4.2.3 Précision du positionnement 87
4.2.4 Justesse du retour d'effort 89
4.3 Identification et compensation des effets dynamiques du prototype 91
4.3.1 Ajustement des masses pour la compensation de gravité 92
4.3.2 Compensation des phénomènes de cogging des actionneurs 93
4.3.3 Caractérisation des transmissions par cabestan 95
4.3.4 Intégration de la raideur dans l'évaluation de la position 97

5 Intégration du Delthaptic sur différentes applications de téléopération 99
5.1 Intégration dans une plateforme multirobot 100
5.2 Téléopération haptique du robot industriel Racer 3 COMAU 102
5.2.1 Une cellule collaborative multiagent intégrant l'expertise humaine 104
5.2.2 Évaluation d'une tâche d'exploration haptique 105
5.3 Téléopération haptique du robot collaboratif Kuka LWR 108
5.4 Intégration de l'environnement de réalité virtuelle Chai 3d 110

Conclusion et perspectives 113

Bibliographie

CXXVII

Annexes CXXVII
i Annexe A : Détail du modèle cinématique du Delthaptic I
ii Annexe B : Détail du modèle dynamique du Delthaptic IV
iii Annexe C : Schémas de câblage de l'armoire de commande VII

Table des figures

1 Compétences collaboratives Homme/robot 1
2 Des applications de téléopération 2

1.1 Schéma de téléopération bilatérale, contrôle en impédance 6
1.2 Mouvements de rotation du poignet humain 8
1.3 Le 2-Delta, un manipulateur parallèle couplé à 6 degrés de liberté [Lallemand *et al.*, 1997] 17
1.4 Stratégie de conception d'un système mécatronique 19
1.5 Modèle générique de conception en V [Gausemeier et Moehringer, 2003] 20

2.1 Une nouvelle structure parallèle couplée à six degrés de liberté actifs 24
2.2 Paramétrage de la chaîne cinématique 25
2.3 CAO du Delthaptic suivant plusieurs configurations dans l'espace opérationnel . . 26
2.4 Détail de la réalisation des articulations des robots Delta 27
2.5 Conception spécifique du système de transmission par cabestan 28
2.6 Construction de la chaîne cinématique de l'effecteur 29
2.7 Conception et assemblage de la poignée 30
2.8 Données anthropométriques de la main [Dreyfuss, 1967] 30
2.9 Schéma cinématique du robot Delta i 31
2.10 Modes d'assemblage du robot Delta i pour $q_i = (-60^\circ \ -60^\circ \ -60^\circ)^T$ 32
2.11 Modes de fonctionnement du robot Delta i pour une position $\boldsymbol{X_i}$ fixée 33
2.12 Espace de travail du robot Delta 34
2.13 Paramétrage de la chaîne cinématique de la poignée 35
2.14 Modélisation cinématique du Delthaptic 39
2.15 Configurations singulières sérielles du Delthaptic 40
2.16 Configuration singulière parallèle du robot Delta 41
2.17 Configuration singulière de contrainte du robot Delta 42
2.18 Modélisation dynamique du Delthaptic 43

3.1 Domaines de solutions d'une optimisation bi-objective : Front de Pareto, espace des paramètres acceptables, diagrammes de performances 48
3.2 Organigramme de l'Algorithme Génétique MultiObjectif MOGA 49
3.3 Discrétisation de l'espace de travail requis en translation et en rotation 53
3.4 Formulation des objectifs du problème d'optimisation 53
3.5 Résultats des optimisations à simple objectif de dextérité et de compacité 56
3.6 Front de Pareto de l'optimisation cinématique et manipulabilité sur l'espace de travail en translation $|det(\boldsymbol{J})|$ 57
3.7 Indices de dextérité sur l'espace de travail souhaité pour le Delthaptic 58

3.8 Ellipsoïdes d'efforts statiques en $(X,Y,Z,\phi,\theta,\psi) = (0,0,H,0,0,0)$ 62
3.9 Trajet de polissage & Positions, vitesses et accélérations articulaires 63
3.10 Couples articulaires dynamiques le long d'une trajectoire de polissage 64
3.11 Inertie équivalente articulaire maximale des robots Delta, espace de travail en translation 65
3.12 Inertie équivalente maximale ramenée sur l'arbre moteur pour chaque robot Delta . 66
3.13 Front de Pareto pour l'optimisation des objectifs dynamiques 73
3.14 Indices de dextérité sur l'espace de travail, Delthaptic optimal 74
3.15 Matrices d'inertie des robots Delta, espace de travail en translation $(\phi\ \theta\ \psi) = (0\ 0\ 0)$ 74
3.16 Couples articulaires le long de la trajectoire de polissage, Delthaptic optimal 75

4.1 Réalisation mécanique du prototype du Delthaptic 79
4.2 Architecture matérielle de la commande du Delthaptic 80
4.3 Armoire électrique du prototype 80
4.4 Architecture logicielle du Delthaptic 82
4.5 Blocs Fonctionnels de base intégrés dans *RbMcPart1* 83
4.6 Schéma de commande global de l'application haptique 83
4.7 Boucles de régulation des axes 84
4.8 Trajet libre de l'opérateur avec retour en effort de l'espace opérationnel 85
4.9 Résolution sur l'espace de travail prescrit en translation 86
4.10 Installation expérimentale pour la mesure de mouvements 87
4.11 Position du Delthaptic sur un trajet libre, estimation via le modèle et valeurs mesurées 88
4.12 Montage du capteur d'effort externe 89
4.13 Évaluation du retour en effort quasi-statiques 90
4.14 Effort dans l'espace opérationnel sur une trajectoire verticale libre 91
4.15 Ajustement des masses par minimisation des moindres carrés 92
4.16 Analyse spectrale du courant statorique du moteur 1 à vide à vitesse constante . . . 93
4.17 Schéma de commande des moteurs avec compensation des ondulations en courant . 94
4.18 Courants de consigne, de compensation et statorique du moteur 1 à vitesse constante 94
4.19 Effort avec compensation du cogging sur une trajectoire verticale libre 95
4.20 Évaluation du système d'actionnement du prototype 95
4.21 Caractérisation des frottements des articulations actives 96
4.22 Estimation de la raideur des transmissions par cabestan 97
4.23 Intégration de la raideur des transmissions dans l'évaluation de la position 97
4.24 Influence de la raideur du cabestan sur la position estimée du Delthaptic 98

5.1 Plateforme robotique et protocoles de communication 100
5.2 Structures d'échanges pour un schéma de téléopération en impédance 102
5.3 Machine d'états du Delthaptic pour la téléopération du COMAU 103
5.4 Implémentation d'une cellule collaborative multiagent 104
5.5 Suivi en position du robot COMAU téléopéré via le Delthaptic 105
5.6 Essais d'exploration haptique par téléopération d'un robot industriel 106
5.7 Position et efforts d'interaction en téléopération du robot COMAU 107
5.8 Téléopération du cobot Kuka LWR sur une tâche d'ébavurage 109
5.9 Position et efforts d'interaction du LWR lors de la tâche d'ébavurage à distance . . 110
5.10 Intégration de l'environnement virtuel Chai 3d 111
5.11 Interaction virtuelle avec différentes textures de matériaux 111

Liste des tableaux

1.1 Niveaux des critères de performances souhaités 10
1.2 Dispositifs haptiques à structures sérielles 11
1.3 Interfaces haptiques à structures parallèles 13
1.4 Des dispositifs haptiques hybrides 15
1.5 Des architectures couplées pour des applications haptiques 17

3.1 Indices de performances pour une optimisation cinématique 52
3.2 Valeurs limites des paramètres d'optimisation cinématique 56
3.3 Couples articulaires statiques requis pour assurer le retour en effort maximal 63
3.4 Moteurs à courant continu à balais et systèmes de transmissions par cabestan . . . 67
3.5 Entraînement direct par moteurs couples synchrones brushless 68
3.6 Indices de performances dynamiques 71
3.7 Valeurs limites des paramètres d'optimisation dynamique 71

4.1 Paramètres de régulation des moteurs du prototype 84
4.2 Masses des composants du prototype du Delthaptic 92
4.3 Paramètres fréquentiels du courant d'ondulation du moteur 1 93

5.1 Performances évaluées en boucle ouverte pour le prototype 114

Introduction

Contexte et motivations

Aujourd'hui les interactions Homme/machine sont au coeur de la recherche en robotique, avec l'apparition de la robotique collaborative ou cobotique, tant dans le domaine industriel, que médical, ou domestique. Le robot industriel n'est plus un robot de substitution de l'ouvrier, cloisonné dans une cellule fermée pour réaliser des tâches simples et répétitives. Il devient l'assistant de l'être humain, lui apportant précision, force et endurance dans la réalisation de son activité (Fig. 1). L'opérateur, fort de son savoir-faire, de son adaptabilité et de son expertise, est replacé dans son travail en situation de confort biomécanique. Le robot est alors un partenaire pour le travailleur, réduisant la pénibilité et les risques de son métier tels que les problèmes posturaux et les Troubles Musculo-Squelettiques (TMS).

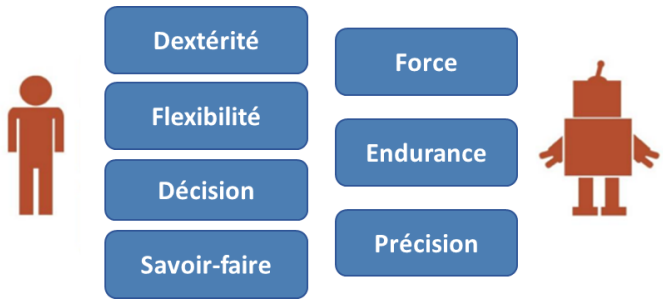


FIGURE 1. Compétences collaboratives Homme/robot

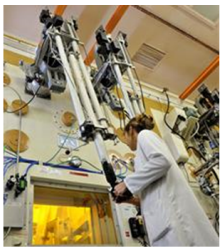
Dans ce contexte de collaboration Homme/robot, la téléopération ouvre de nouvelles perspectives en transférant l'opérateur sur un poste de contrôle à distance plus sûr et ergonomique. L'opérateur pilote la machine via une interface haptique, dispositif lui apportant un ressenti tactile et kinesthésique des interactions du robot avec son environnement.

Le projet de recherche porte sur le développement d'un tel dispositif haptique générant une interaction physique entre l'être humain et le robot, en termes de mouvements et d'efforts. En particulier, le dispositif développé doit être polyvalent et transparent pour l'utilisateur. C'est-à-dire que l'opérateur doit pouvoir réaliser son activité à travers l'interface haptique, sans contrainte et avec un ressenti parfait comme s'il se trouvait in situ.

La conception d'un dispositif haptique optimal, interface Homme/machine fidèle et robuste, constitue un challenge majeur. Une telle interface haptique polyvalente pourrait révolutionner le champ des possibilités des dispositifs de téléopération dans de multiples applications, telles que montrées sur la Figure 2. Dans l'industrie, elle sécurise l'opérateur dans la réalisation de tâches pénibles ou dangereuses telles que des opérations de polissage ou de soudage. Elle permet la maintenance de sites nucléaires, où le technicien doit être éloigné des matières irradiantes. Elle rend

possible la chirurgie mini-invasive robotisée et offre au chirurgien la possibilité d'opérer à distance de manière plus sûre, plus confortable et plus précise. Elle permet de piloter à distance un robot d'exploration lors de fouilles archéologiques sous-marines trop profondes pour des plongeurs.

Robot chirurgical Da Vinci



Manipulation de déchets radioactifs

Ocean one: Exploration archéologique sous-marine

FIGURE 2. Des applications de téléopération

Problématique et objectifs

Le projet de thèse vise à développer un dispositif haptique polyvalent, le Delthaptic. Il doit être adapté à différentes applications et donc produire une interaction suivant les 6 degrés de mobilité du poignet, conçue en accord avec les performances sensori-motrices humaines. Les enjeux des travaux s'articulent autour de la création d'un nouveau mécanisme et des choix technologiques de conception. L'optimisation de l'architecture mécanique, de l'actionnement et de la commande doit permettre de répondre aux enjeux de la conception : transparence, précision, large espace de travail, réponse en temps réel, fidélité du retour d'effort,...

Les différents axes de recherche abordés lors de la conception du Delthaptic représentent des points clés pour l'innovation dans le domaine de l'haptique. Le développement d'une interface haptique innovante et performante est un réel challenge mécatronique. Il nécessite de suivre une approche synergique et pluridisciplinaire, mêlant des aspects de la mécanique, de l'électronique, de l'automatique, et de l'informatique. Pour répondre à cette problématique générale, les travaux abordent plusieurs questions et couvrent différents objectifs :

- Quel est le cahier des charges d'un dispositif haptique transparent et polyvalent ?
- Existe-t-il une démarche de conception systématique à suivre pour assurer le développement d'un système de téléopération optimal ?
- Quelle architecture proposer pour un dispositif haptique polyvalent et innovant ?
- Comment compenser les effets dynamiques de l'interface pour augmenter sa transparence ?

Approche, contributions

Les travaux de recherche s'inscrivent dans le cadre d'une collaboration entre l'équipe RoBioSS (Robotique, Biomécanique, Sport, Santé) de l'institut Pprime et le Stanford Robotics Laboratory de Stanford University. La méthodologie mise en oeuvre s'est appuyée sur les outils et l'expertise des deux laboratoires tant sur les thématiques de l'haptique, de la synthèse de mécanismes ou de l'analyse cinématique et dynamique des systèmes polyarticulés.

L'approche adoptée s'est articulée autour des objectifs scientifiques du projet et apporte plusieurs contributions :

- Une revue de littérature des dispositifs existants et des analyses des performances sensorimotrices humaines mène à la définition des exigences fonctionnelles d'un dispositif haptique polyvalent.

- Une stratégie systématique de conception de systèmes mécatroniques est proposée. Elle intègre la conception structurelle, l'optimisation du mécanisme et le choix de l'actionnement du système.

- Une nouvelle architecture parallèle couplée est proposée, analysée et optimisée pour répondre aux critères de performances requis pour une interface haptique polyvalente. Cette architecture innovante assure une grande transparence de l'interface. Un prototype du Delthaptic est construit pour valider ses performances.

- Des essais expérimentaux caractérisent la dynamique du prototype. Une stratégie de commande avec anticipation compense les effets parasites identifiés. Elle a pour but d'améliorer la précision du positionnement et la justesse du retour en effort.

- Le Delthaptic est intégré au sein de la plateforme multirobot du laboratoire, *DextRobC*, démontrant son rôle d'interface Homme/machine au sein de l'industrie *4.0*. Elle assure la téléopération en temps réel de plusieurs manipulateurs industriels et robots collaboratifs pour la réalisation de tâches diverses.

Plan de thèse

Les résultats des travaux de thèses sont synthétisés dans ce manuscrit et présentés en cinq chapitres.

Le premier chapitre combine un état de l'art des analyses des capacités sensori-motrices humaines et un aperçu des critères de performances adoptés pour la conception de dispositifs haptiques. Cette revue de littérature permet de définir le cahier des charges auquel doit répondre un dispositif haptique polyvalent. Il doit assurer une conception optimale, symbiose entre des exigences mécatroniques et les aptitudes perceptives, motrices et cognitives humaines. Un panorama des dispositifs haptiques polyvalents existants est réalisé afin de concevoir la nouvelle interface en accord avec la littérature. Une stratégie systématique de conception est proposée et sera suivie dans la suite des travaux.

Le chapitre 2 esquisse une nouvelle architecture parallèle à six degrés de liberté. La structure proposée lie deux robots Delta à l'effecteur du mécanisme, une poignée placée sur une liaison hélicoïdale. Cette structure couplée originale permet d'atteindre un large espace de travail tout en conservant les avantages des mécanismes parallèles (légèreté, rigidité, précision de positionnement,...). Les analyses cinématique et dynamique de l'architecture rendent son comportement régulier en éloignant les singularités de l'espace de travail. Les modèles géométriques, cinématiques et dynamiques caractérisent la structure en fonction de ses paramètres géométriques et de sa configuration dans l'espace de travail.

Le mécanisme du Delthaptic est ensuite optimisé dans le chapitre 3, suivant une procédure multicritère et multiparamètre. Une première optimisation cinématique multiobjectif fixe les paramètres dimensionnels initiaux de la structure. Les systèmes d'actionnement et de transmission sont sélectionnés selon les performances dynamiques requises pour l'interface haptique. Puis une seconde optimisation dynamique multicritère ajuste l'ensemble des paramètres géométriques et l'actionnement du Delthaptic. Ce processus d'optimisation complet du mécanisme mène à la définition d'un dispositif haptique optimal vis-à-vis des critères de transparence et de polyvalence.

Dans le chapitre 4, la construction d'un prototype du Delthaptic, développé au sein du la-

boratoire, est détaillée. La réalisation mécanique, les architectures matérielles et logicielles et la stratégie de commande de base pour l'application haptique sont présentées. Le développement de ce prototype vise à valider le fonctionnement attendu pour le Delthaptic. Les performances du dispositif haptique sont évaluées, au cours d'une série d'essais expérimentaux, et comparées aux exigences ayant conduit à la conception d'une telle structure. Une identification expérimentale des caractéristiques du prototype permet de compenser une partie des effets dynamiques dans son schéma de contrôle pour améliorer sa transparence.

Enfin, le prototype du Delthaptic est intégré dans la cellule multirobot sur la plateforme expérimentale du laboratoire. Différentes applications de téléopération sont implémentées et prouvent la polyvalence du dispositif haptique. Le chapitre 5 détaille certaines de ces applications et présente la gestion des communications entre les différentes machines de la cellule cobotique. Le programme de l'application haptique est décrit pour une tâche de téléopération d'un robot industriel COMAU. Le Delthaptic est également adapté pour interagir avec l'environnement de réalité virtuel Chai3d.

Chapitre 1

Un dispositif haptique transparent et polyvalent

Sommaire

1.1 Positionnement de l'étude 6

1.2 Quelles exigences pour un dispositif haptique optimal ? 7

1.2.1 Vers une transparence de l'interface Homme/machine 7

1.2.2 Des exigences compatibles avec les performances sensorimotrices humaines 9

1.3 Un aperçu des dispositifs haptiques polyvalents existants 11

1.3.1 Des structures sérielles offrant un large espace de travail 11

1.3.2 Des mécanismes parallèles légers et rigides 12

1.3.3 Le compromis des architectures hybrides 15

1.3.4 De nouvelles structures couplées 16

1.4 Stratégie de conception 19

1.1 Positionnement de l'étude

Les travaux de recherche présentés dans ce manuscrit visent à développer un dipositif haptique polyvalent à six degrés de liberté. Cette partie décrit le cadre choisi pour ce projet.

Nous distinguons trois types de solutions pour la réalisation d'un système de téléopération :

- Les dispositifs portables, dits mécanismes à retour d'effort à réaction interne, tels que les systèmes de réactions en bout du doigt [Schorr et Okamura, 2017], les gants haptiques [Zhou et Ben-Tzvi, 2015], ou les bras exosquelettes [Schiele et Hirzinger, 2011]. Ces dispositifs permettent une grande liberté de mouvement mais deviennent rapidement des systèmes lourds et encombrants à porter par l'utilisateur.

- Les interfaces à retour d'effort à réaction externe basées sur un socle fixe (bras manipulateurs, joystick, structures parallèles,...). Elles ont un espace de travail plus réduit mais constituent des structures précises et rigides, et offrent une large plage de retour d'effort.

- Les systèmes à retour d'effort à réaction externe non encastrés, tels que les systèmes de téléopération à lévitation magnétique [Berkelman *et al.*, 1996] ou les systèmes à ultrasons [Long *et al.*, 2014]. Nous plaçons dans cette catégorie les dispositifs liés par éléments flexibles à leur bâti, comme les mécanismes haptiques à câbles [Jadhao *et al.*, 2018]. Ces mécanismes assurent un grand confort de l'opérateur en minimisant les contraintes de mouvement. Cependant, leur modélisation et leur identification dynamique sont complexes et peuvent entraîner des difficultés dans le retour d'effort et la mesure de position.

Pour répondre à des enjeux d'encombrement, d'ergonomie et de précision, nous centrons notre étude sur les interfaces à retour d'effort à réaction externe fixées à un bâti. Nous nous positionnons également dans une démarche de conception d'une interface polyvalente, adaptée à différentes applications. Aussi, nous exclurons de notre état de l'art les dispositifs haptiques spécifiques ou ayant une mobilité limitée.

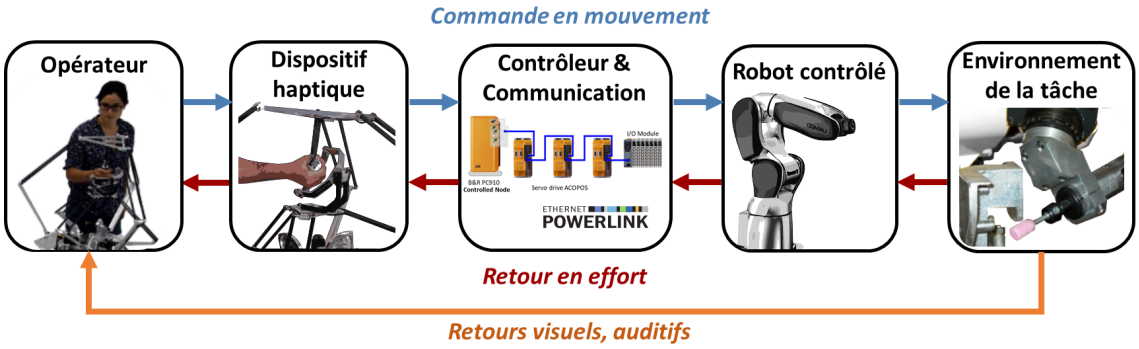


FIGURE 1.1. Schéma de téléopération bilatérale, contrôle en impédance

Le schéma de commande bilatérale en impédance, détaillé sur la Figure 1.1, replace le dipositif haptique dans la chaîne de téléopération. L'opérateur pilote les mouvements d'un robot à distance via une interface haptique. Les positions et vitesses de consigne sont estimées grâce au dipositif haptique et transmises par le contrôleur au robot. Les interactions du robot avec son environnement, lors de la réalisation de la tâche, sont mesurées et restituées à l'utilisateur par un contrôle en effort du dispositif haptique. Dans un schéma de commande en admittance les modalités échangées sont inversées, le robot est contrôlé en effort et le dipositif haptique en position. Nous centrons notre étude sur le développement d'une interface pour une utilisation en impédance. Cependant il est envisageable de l'employer également dans un schéma de contrôle en admittance, en adaptant

l'intégration des capteurs (nécessité d'un capteur d'effort au niveau de l'effecteur).

Ce schéma de téléopération met en lumière le caractère interdisciplinaire de la recherche en haptique. L'implémentation d'une application de téléopération haptique nécessite la réunion de différents aspects : le développement mécatronique d'un système de téléopération, intégrant la conception architecturale, le choix des composants électroniques et de l'actionnement ; l'intégration de stratégies de contrôle fidèles, stables et robustes, basées sur des algorithmes de rendu et les données sensorielles du dispositif ; l'étude des performances motrices, perceptives et cognitives humaines dans la réalisation d'une tâche à distance permettant de spécifier un retour multimodal adapté (retour en effort, visuel, auditif, tactile,...).

Bien que les travaux présentés dans ce manuscrit se concentrent en particulier sur la conception mécatronique d'un dispositif haptique, les autres aspects du domaine de l'haptique sont essentiels et influencent fortement la démarche de conception adoptée.

1.2 Quelles exigences pour un dispositif haptique optimal ?

Nous élaborons ici le cahier des charges d'une interface haptique polyvalente. Les exigences fonctionnelles et les critères de performances souhaités pour concevoir un dispositif optimal sont définis en accord avec un état de l'art et une analyse des performances sensorimotrices humaines.

1.2.1 Vers une transparence de l'interface Homme/machine

Une interface Homme/machine doit pouvoir être utilisée par l'humain avec une charge cognitive minimale et une phase d'apprentissage réduite. En ce sens, un dipositif haptique doit permettre de manipuler des objets distants, ou virtuels, de manière naturelle et intuitive. Idéalement, l'utilisateur d'un tel dispositif doit avoir l'impression de réaliser sa tâche in situ, en oubliant la présence de l'interface. Cette propriété primordiale pour la qualité de l'interaction physique est dite de transparence du système de téléopération. Elle se décline en deux aspects qui demandent un certain nombre de critères de conception pour l'interface.

Transparence en espace libre

L'utilisateur ne doit ressentir aucune contrainte de l'interface sur ses mouvements. Pour cela le dispositif doit offrir un *large espace de travail sans configuration singulière*. L'espace de travail utile d'une interface polyvalente optimale est défini par l'amplitude des mouvements du poignet et de l'avant-bras humain. Nous considérons un espace de travail en translation de $200 \times 200 \times 200mm$ assurant un mouvement confortable pour un utilisateur assis, avec le coude en appui [Pheasant et Haslegrave, 2016].

Les mouvements de rotation du poignet sont détaillés sur la Figure 1.2. L'amplitude des mouvements de flexion-extension et de pronation-supination est d'environ 85°. Le mouvement d'adduction a une amplitude de 45°, quand la déviation radiale ne peut atteindre qu'environ 20° [Kapandji, 1987]. Ces amplitudes angulaires combinées mènent à des mouvements du poignet dans un large espace de travail en rotation, que l'on assimilera par simplicité à une demi-sphère autour de l'axe du poignet $\pm 90 \times \pm 90 \times \pm 90°$.

Pour limiter les contraintes sur les mouvements libres, la conception du dispositif haptique doit également veiller à assurer plusieurs caractéristiques mécaniques essentielles. La *réduction des inerties* des composants mobiles du mécanisme minimise les sensations parasites des effets dynamiques de l'interface et améliore le ressenti des interactions propres à la tâche.

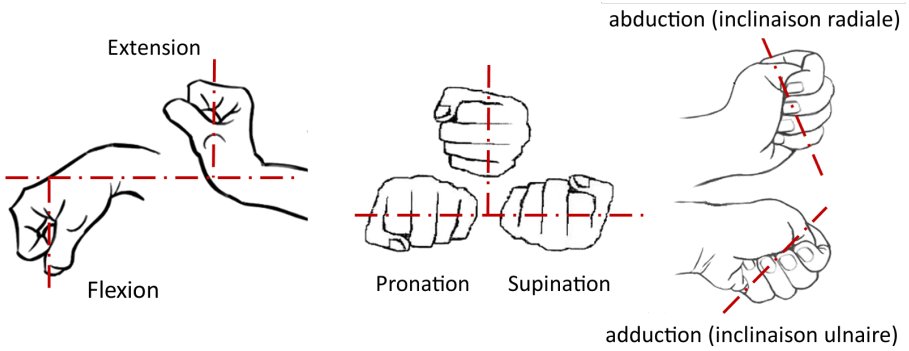


FIGURE 1.2. Mouvements de rotation du poignet humain

La *diminution des jeux et des frottements* dans les liaisons du système adoucit les phénomènes de distorsion des données sensorielles transmises par le dispositif haptique. Aussi, le système de téléopération doit être parfaitement *réversible* pour pouvoir être manipulé sans gène par l'utilisateur, ce qui mène à des contraintes strictes dans le choix des composants mécaniques et électrotechniques. Cette transparence en espace libre est aussi influencée par des éléments liés à la facilité d'intégration, *compacité et adaptabilité*, et d'utilisation de l'interface, *ergonomie et confort d'utilisation*.

Transparence au contact

Il faut assurer *un retour d'effort réaliste*, c'est-à-dire que l'interface doit pouvoir restituer des efforts suffisants, sur une large plage de valeurs, pour recréer fidèlement les interactions avec les objets manipulés. Cette restitution des interactions avec l'environnement requière à la fois une capacité et une sensibilité en effort importantes, impliquant un choix d'actionneurs et de systèmes de transmission adaptés. La structure du dispositif haptique doit présenter *une grande rigidité* pour reproduire de manière exacte les caractéristiques mécaniques au contact avec des environnements divers. Elle permet également d'éviter des erreurs en effort et en position dues à des flexibilités internes.

La boucle perception/action ainsi constituée par l'humain, le dispositif haptique et le robot contrôlé est complétée par des informations visuelles et sonores. Ce retour multimodal apporté par l'ensemble du système haptique à l'opérateur crée une sensation de contact direct avec l'environnement de la tâche. A ce critère de transparence de l'interface haptique s'ajoutent des exigences fonctionnelles pour assurer un bon fonctionnement de la chaîne de téléopération.

La **précision de la mesure en position** est nécessaire pour pouvoir piloter finement les mouvements du robot contrôlé ou d'un avatar dans l'environnement virtuel. Elle dépend notamment de la résolution des moyens de mesure intégrés dans le dispositif haptique, mais également de la modélisation géométrique de la structure et des flexibilités présentes dans le système.

La qualité du rendu haptique et la justesse des mouvements pilotés dépendent considérablement des notions de **temps réel et de bande passante du système de téléopération**. En effet, l'ensemble des modalités échangées dans la chaîne de téléopération doivent être synchronisées (retours visuels, haptiques, et auditifs cohérents entre eux) et transmises à une fréquence constante et consistante avec l'application haptique. Ce contrôle en temps réel de l'ensemble des composants requière des systèmes d'exploitation performants et un moyen de communication rapide et robuste.

Enfin, le dispositif haptique constituant un système robotisé au contact de l'humain, il doit garantir la **sécurité de l'opérateur**. Des fonctions de sécurité doivent donc être implémentées, telles

que des limites en effort ou une restriction des mouvements à l'espace opérationnel du dispositif.

1.2.2 Des exigences compatibles avec les performances sensorimotrices humaines

L'ensemble des exigences présentées dans le paragraphe 1.2.1 doit être quantifié pour établir le cahier des charges d'une interface haptique. Bien que l'humain puisse s'adapter aux interférences et aux imperfections du système de téléopération, elles ne doivent pas envahir et affecter sa perception de l'environnement. Des qualités mécaniques minimales sont nécessaires pour ne pas perturber l'opérateur dans son activité. Les valeurs des performances souhaitées sont déterminées en accord avec les capacités sensorimotrices humaines et les spécificités de l'interaction Homme/machine dans le cadre d'une application de téléopération haptique.

Capacité en effort

La caractérisation de la perception humaine est essentielle pour concevoir un retour d'effort approprié. Le réalisme de l'interaction avec l'environnement dépend de la manière dont les algorithmes de rendu haptique sont développés en accord avec cette capacité sensorielle humaine. Le retour d'effort doit être suffisamment important pour fournir les indications nécessaires à l'accomplissement de la tâche. Dans [O'Malley et Goldfarb, 2002a] les auteurs démontrent qu'un niveau de force maximal de $3-4N$ suffit pour obtenir de bonnes performances sur des tâches de discrimination d'objets virtuels. Cependant, il est préférable que le dispositif haptique puisse produire une plage d'efforts plus importante pour améliorer sa transparence. Au vu des spécifications des interfaces haptiques polyvalentes existantes, nous fixerons les efforts maximums nécessaires à $20N$ en translation et $0.5Nm$ en rotation.

Le retour en effort doit également être suffisamment précis pour restituer finement les interactions avec des environnements parfois complexes (rugosité, texture,...). Le seuil sensoriel de discrimination en effort est étudié dans la littérature. Ce seuil est généralement mesuré à travers la valeur du JND (Just Noticeable Difference) qui évalue la variation relative dans un stimulus, par exemple un effort ou un déplacement, percevable par l'humain. [Jones, 2000] évalue ce JND à 7% pour un niveau de force initial compris entre $0.5N$ et $200N$. Pour des force inférieures à $0.5N$ ce pourcentage augmente autour de $15-30\%$. La précision en effort du système de téléopération doit ainsi être inférieure à 5% de la force appliquée [Tan *et al.*, 1993] et inférieure à 10% du couple appliqué [Jandura et Srinivasan, 1994]. Ces seuils caractéristiques de la perception humaine mènent à un critère de résolution minimale en effort de $0.01N$ [Srinivasan et Chen, 1993] et en couple de $0.003Nm$ pour une interface haptique.

Précision en position

La précision de la mesure en position de l'interface haptique est nécessaire pour transmettre avec justesse les consignes appliquées par l'opérateur au robot piloté ou à son avatar. Cette exigence de précision en positionnement dépend fortement de l'application visée. Elle sera par exemple plus critique pour des opérations de chirurgie mini-invasive que pour des applications de désamiantage téléopéré. Les valeurs de JND en position du poignet humain sont de $1mm$ [Tan *et al.*, 1992] et de 2° [Tan *et al.*, 1994]. Pour la conception d'une interface polyvalente, nous considérons ces seuils comme valeurs de précision requise en position. Il est important de noter que cette position est exprimée dans l'espace opérationnel de l'interface, aussi l'emplacement des capteurs et la configuration du système ont un impact sur sa précision en positionnement.

Raideur transmissible

La transparence au contact d'une application haptique dépend étroitement de la raideur productible par le dispositif. Une raideur minimum de $25N/mm$ est identifiée pour restituter des environements rigides [Swarup, 1995]. Cependant, des essais expérimentaux [O'Malley et Goldfarb, 2002b] soulignent qu'augmenter la raideur maximale dispensée par le dispositif haptique améliore notablement la perception d'une surface virtuelle rigide jusqu'à un seuil de $400N/m$. Cette valeur est confirmée dans [Upperman *et al.*, 2004] où les auteurs montrent qu'une raideur $460N/m$ est suffisante pour identifier correctement la taille d'un objet dans un environnement simulé. Le dispositif haptique doit donc à minima pouvoir restituer une raideur maximale de $500N/m$ pour récréer proprement les interactions avec des environnements rigides. La raideur en rotation nécessaire pour une bonne perception de l'environnement haptique par l'opérateur humain n'est malheureusement pas caractérisée dans la littérature. De manière analogue aux performances en translation, nous choisissons une raideur de l'ordre de la moitié du rapport de la precision en effort sur la précision en position perceptible par l'humain. L'interface haptique doit donc offrir une raideur maximale en rotation de $0.6Nm/rad$

Temps réel et bande passante

Pour assurer le contôle en temps réel du système de téléopération, une fréquence minimale de communication de $1kHz$ est communément conseillée dans la littérature. [Shimoga, 1993] étudie les capacités perceptives et motrices humaines d'un point de vue fréquentiel. L'humain discrimine des informations sensorielles kinesthésiques et proprioceptives de l'ordre de $30Hz$ et tactiles et vibratoires jusqu'à $320Hz$. En revanche, il ne peut produire des commandes motrices qu'à une fréquence maximale de $10Hz$. C'est pourquoi [Brooks, 1990] préconise une bande passante de $5-10Hz$ pour les consignes du robot piloté et une bande passante de la boucle de retour haptique de $20-320Hz$. Le choix de la bande passante dans cette plage de valeur doit être fait en accord avec l'application visée. [Wildenbeest *et al.*, 2013] démontrent par exemple que l'augmentation de la fréquence du retour haptique, bien qu'affinant sa qualité, n'apporte que des améliorations marginales sur la réalisation d'une tâche de vissage d'un écrou, et qu'une bande passante en effort de $7Hz$ est suffisante pour cette tâche spécifique. Nous choisissons d'offrir les niveaux sensoriels fréquentiels maximum, pour le schéma de téléopération en impédance, de $10Hz$ pour la boucle en position et de $300Hz$ pour la boucle en effort.

L'ensemble des critères de performances, quantifiés en accord avec la capacité sensorielle et motrice humaine, constitue le cahier des charges d'un dispositif haptique polyvalent. Ces exigences de conception sont résumées dans le Tableau 1.1.

TABLE 1.1. Niveaux des critères de performances souhaités

Critère de performances	**Translation**	**Rotation**
Espace de travail	$200 \times 200 \times 200mm$	$\pm 90 \times \pm 90 \times \pm 90°$
Effort maximum	$\pm 20N$	$\pm 0.5Nm$
Précision en effort	$\leq 1N$	$\leq 0.05Nm$
Résolution en effort	$\leq 0.01N$	$\leq 0.003Nm$
Raideur maximale	$\geq 500N/m$	$\geq 0.6Nm/rad$
Précision en position	$\leq 1mm$	$\leq 2°$
Bande passante, boucle en position	$\geq 10Hz$	
Bande passante, boucle en effort	$\geq 300Hz$	
Fréquence de communication	$\geq 1kHz$	

1.3 Un aperçu des dispositifs haptiques polyvalents existants

Un état de l'art des dispositifs haptiques existants permet de recueillir les performances et les avantages de différentes architectures mécaniques et d'identifier les lacunes actuellement rencontrées dans la conception de tels dispositifs. De nombreuses interfaces haptiques ont été développées ces 20 dernières années, certaines commercialisées et d'autre comme prototypes dans des laboratoires de recherche. Nous présentons dans cette partie un aperçu des dispositifs haptiques polyvalents actuellement proposés. Nous nous concentrons en particulier sur les interfaces à retour d'effort à réaction externe basées sur un socle fixe possédant au moins 5 degrés de liberté actifs. Cette revue de littérature est organisée en quatre paragraphes, détaillant les différents types d'architecture des dispositifs : architecture sérielle, parallèle, hybride, ou couplée.

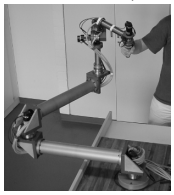
1.3.1 Des structures sérielles offrant un large espace de travail

Les premiers dispositifs haptiques polyvalents ayant été conçus ont une structure de manipulateur sériel classique. Ces mécanismes sériels offrent un large espace de travail à l'opérateur et rencontrent peu de configurations singulières. L'utilisation d'un chaîne cinématique sérielle mène également à une modélisation simple et générique de l'interface, plus facile à identifier expérimentalement ou à intégrer dans la commande. Cependant, les dispositifs sériels présentent une faible transparence dans l'espace libre, due aux flexibilités de la structure et à l'inertie importante engendrée par les moteurs embarqués. Ils ne peuvent retranscrire fidèlement que des environnements avec une faible rigidité. Un aperçu de dispositifs haptiques sériels performants est proposé dans le tableau 1.2. Certains de ces dispositifs présentent une chaîne fermée, ramenant un actionneur plus près du bâti et améliorant légèrement la rigidité, mais ils possèdent globalement les caractéristiques de structures sérielles.

TABLE 1.2. Dispositifs haptiques à structures sérielles

Dispositifs haptiques	**Degrés de liberté** Actifs/Total	**Espace de travail**	**Effort Maximal**	**Raideur maximale**	**Résolution en position**
Phantom Prenium 1.5 - ***DC*** *3D Systems Geomagic* [Massie et Salisbury, 1994]	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* 381 × 267 × 191 mm *Rotation* 297 × 260 × 335°	*Translation* 8.5 – 37.5 N *Rotation* **L-T** 0.515 Nm **R** 0.17 Nm	*Translation* 3.5 N/mm *Rotation* ND	*Translation* 0.03mm *Rotation* **L-T** 0.0023° **R** 0.008°
Freedom 6 et 7 - ***DC*** *MPB technologies* [Hayward *et al.*, 1998]	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3 1ddl ciseaux	*Translation* 120 × 160 × 180 mm *Rotation* 100 × 90 × 120°	*Translation* 2.5 N *Rotation* **L-T** 0.3 Nm **R** 0.15 Nm	*Translation* 2 N/mm *Rotation* **L-T** 20 Nm/rad **R** 4 Nm/rad	*Translation* 0.002mm *Rotation* 0.0056°

* **L** : lacet **T** : tangage **R** : roulis **r** : rayon ND : Non Défini ***DC*** : Disponible Commercialement

Virtuose 6D - ***DC*** *Haption* [Garrec *et al.*, 2004]	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* 300 × 770 × 500 mm *Rotation* 300 × 120 × 250°	*Translation* 35 N *Rotation* 3.1 Nm	*Translation* 2 N/mm *Rotation* 30 Nm/rad	*Translation* 0.002mm *Rotation* ND
LHIfAM *CEIT* [Borro *et al.*, 2004]	*Translation* 3/3 *Rotation* 0/3	*Translation* **r** 235 × **Z** 1500 mm *Rotation* 630 × 300° × ∞	*Translation* **X** 42.5 N **Y-Z** 72 N	ND	*Translation* 0.0024mm *Rotation* 0.044°
CyberForce - ***DC*** *CyberGlove Systems*	*Translation* 3/3 *Rotation* 0/3	*Translation* **r** 510 × **Z** 305 mm *Rotation* ND	*Translation* 8.8 N	ND	*Translation* 0.006mm *Rotation* 0.09°
VISHARD6 *TU Berlin* [Ueberle et Buss, 2002] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* 880 × 400 × 310 mm *Rotation* 90 × 90 × 360°	*Translation* 178 N *Rotation* **L-T** 54 Nm **R** 1.2 Nm	*Translation* 50 N/mm *Rotation* **L** 500 Nm/rad **T** 5000 Nm/rad **R** 35 Nm/rad	ND

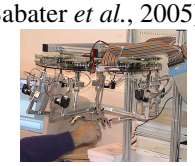
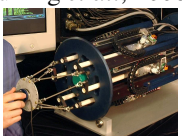
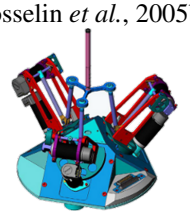
Cet aperçu de l'existant montre que les dispositifs haptiques sériels sont souvent employés dans des applications demandant un très large espace de travail. Les dispositifs basés sur une grande architecture peuvent également offrir un retour d'effort important, généré par des actionneurs et des systèmes de transmission à couple élevé. Cependant, ces systèmes d'actionnement embarqués sont lourds et une grande partie des couples articulaires est consommée par la compensation du poids de l'interface. Certains concepteurs de ces dispositifs sériels réduisent ce phénomène en n'actionnant que trois des degrés de liberté. Les données de la littérature indiquent une bonne résolution en position pour ces interfaces haptiques. Cependant, aucune information relative à la précision de positionnement du système n'est disponible. Pourtant la précision de tels dispositifs sériels est discutable, puisqu'elle est notamment réduite par les flexibilités de la structure ou l'utilisation de réducteurs dans la chaîne de transmission.

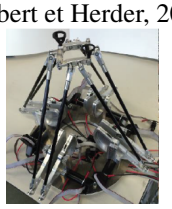
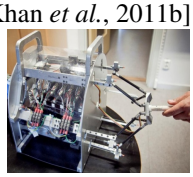
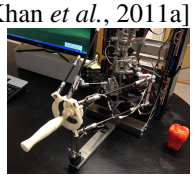
1.3.2 Des mécanismes parallèles légers et rigides

Pour obtenir une plus grande rigidité et une meilleure précision de positionnement d'autres chercheurs optent pour des dispositifs haptiques basés sur des structures parallèles. Les mécanismes

parallèles, ayant tous les actionneurs placés à proximité du bâti, possèdent une faible inertie. Ils présentent donc à la fois une grande transparence en espace libre - leur structure légère est peu contraignante pour l'utilisateur - et au contact - ils peuvent transmettre des efforts importants et recréer fidèlement des environnements rigides. Le tableau 1.3 recense les caractéristiques de plusieurs dispositifs haptiques polyvalents à structures parallèles conçus.

TABLE 1.3. Interfaces haptiques à structures parallèles

Dispositifs haptiques	**Degrés de liberté** Actifs/Total	**Espace de travail**	**Effort Maximal**	**Raideur maximale**	**Résolution en position**
Haptic Master *University of Tsukuba* [Iwata, 1990] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* sphère **r** 200 mm *Rotation* ND	*Translation* 21 N *Rotation* 0.56 Nm	*Translation* 0.29 N/mm *Rotation* ND	*Translation* 0.4mm *Rotation* ND
Magister-P *Univ. Miguel Hernandez* [Sabater *et al.*, 2005] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* sphère **r** 75 mm *Rotation* ND	*Translation* 99.9 N *Rotation* ND	ND	ND
Cobotic Hand Controller *Northwestern University* [Faulring *et al.*, 2006] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* **r** 80 × **Z** 130 mm *Rotation* $\pm 22 \times \pm 22 \times \pm 30°$	*Translation* 50 N *Rotation* 2 Nm	*Translation* 20 – 400 N/mm *Rotation* ND	*Translation* 0.025mm *Rotation* ND
Dispositif bureau CAO *CEA-LIST* [Gosselin *et al.*, 2005b] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* sphère **r** 75 mm *Rotation* $\pm 45 \times \pm 45 \times \pm 45°$	*Translation* 20 N *Rotation* 0.5 Nm	ND	ND
Dispositif à pantographes *KJIST* [Yoon et Ryu, 2001] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* 186 × 214 × 203 mm *Rotation* $\pm 45 \times \pm 45 \times \pm 45°$	*Translation* **X-Y** 20 N **Z** 40N *Rotation* **L-T** 3 Nm **R** 6 Nm	*Translation* 0.6 N/mm *Rotation* ND	ND

Dispositif à doubles chaînes *Hanyang University* [Lee et Eom, 2001] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* **r** 100 × **Z** 50 mm *Rotation* ±45 × ±45 × ±90°	*Translation* 20 N *Rotation* 1 Nm	ND	ND
7-DOF Haptic Device *Delft Haptics Lab* [Lambert et Herder, 2015] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3 1ddl pince	*Translation* **r** 100 × **Z** 150 mm *Rotation* ±60 × ±45 × ±45°	ND	ND	*Translation* 0.2mm *Rotation* ND
Prismatic Stylus *University of Colorado* [Bernstein *et al.*, 2013] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 2/2	*Translation* sphère **r** 150 mm *Rotation* ND	*Translation* 8 N *Rotation* ND	ND	ND
Ares *KTH Royal Institute of Tech.* [Khan *et al.*, 2011b] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* 75 × 75 × 100 mm *Rotation* ±45 × ±45 × ±45°	*Translation* 58 N *Rotation* 1.4 Nm	*Translation* 55 N/mm *Rotation* ND	*Translation* 0.01mm *Rotation* 0.09°
TAU *KTH Royal Institute of Tech.* [Khan *et al.*, 2011a] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* 70 × 80 × 100 mm *Rotation* ±45 × ±45 × ±45°	*Translation* 48 N *Rotation* 1.2 Nm	*Translation* 55 – 70 N/mm *Rotation* ND	ND
Gimbal 6-DOF *KAE Research Institute* [Lee et Kim, 2006] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* 160 × 120 × 120 mm *Rotation* 45 × 45 × 15°	*Translation* 7 N *Rotation* ND	*Translation* 4.5 N/mm *Rotation* ND	ND

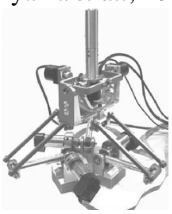
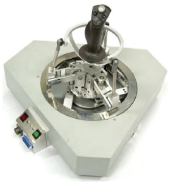
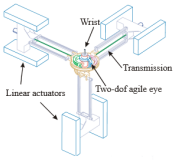
De nombreux laboratoires de recherche ont développé des interfaces haptiques polyvalentes à architectures parallèles. Les architectures parallèles semblent adaptées pour générer fidèlement le ressenti des interactions avec l'environnent de la tâche. Elles offrent une bonne précision de positionnement et une grande rigidité. Cependant, bien que prometteuses, les structures parallèles ont un espace de travail réduit, particulièrement pour les mouvements de rotation [Merlet, 1995]. Cet espace de travail limité entraîne des contraintes sur la mobilité de l'effecteur et représente une lacune majeure pour la transparence de l'interface. De plus, les dispositifs haptiques parallèles souffrent de la présence de configurations singulières parallèles supplémentaires, qui peuvent se trouver dans l'espace de travail si la structure n'est pas correctement optimisée. Leur modélisation peut également s'avérer délicate et ne pas présenter de solution analytique. Ces difficultés découragent souvent l'emploi de structures complètement parallèles pour la conception de dispositifs haptiques polyvalents.

1.3.3 Le compromis des architectures hybrides

Les interfaces haptiques les plus avancées aujourd'hui sont basées sur des architectures hybrides, combinant en série des sous-structures parallèles et sérielles pour obtenir la mobilité de l'effecteur. Les mécanismes hybrides représentent un compromis entre les spécificités des dispositifs sériels et parallèles. Ils permettent en effet d'atteindre un large espace de travail, selon les six degrés de liberté, tout en conservant une certaine rigidité et une bonne précision grâce à une ou plusieurs chaînes fermées. Les systèmes hybrides remplissent donc les performances exigeantes requises pour un dispositif haptique polyvalent. Plusieurs dispositifs haptiques hybrides sont présentés dans le tableau 1.4.

TABLE 1.4. Des dispositifs haptiques hybrides

Dispositifs haptiques	**Degrés de liberté** Actifs/Total	**Espace de travail**	**Effort Maximal**	**Raideur maximale**	**Résolution en position**
Sigma.7 - ***DC*** *Force Dimension* [Tobergte *et al.*, 2011]	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3 1ddl pince	*Translation* **r** 95 × **Z** 130 mm *Rotation* 235 × 140 × 200°	*Translation* 20 N *Rotation* 0.4 Nm	*Translation* 4 N/mm *Rotation* 1 Nm/rad	*Translation* 0.0015 mm *Rotation* 0.013°
Delta.6 - ***DC*** *Force Dimension* [Grange *et al.*, 2001]	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* **r** 200 × **Z** 260 mm *Rotation* 44 × 44 × 44°	*Translation* 20 N *Rotation* 0.15 Nm	*Translation* 5 N/mm *Rotation* 1 Nm/rad	*Translation* 0.02 mm *Rotation* 0.04°
DELTA-R *Nagoya Institute of Tech* [Arata *et al.*, 2011]	*Translation* 4/3 *Rotation* 3/3 1ddl pince	*Translation* **r** 250 × **Z** 120 mm *Rotation* ±80 × ±80 × ±80°	*Translation* 50 N *Rotation* ∼ 0.2 Nm	*Translation* 6 N/mm *Rotation* ND	*Translation* 0.01mm *Rotation* 0.01°

Compact 6-DOF device *Tohoku University* [Uchiyama *et al.*, 2007] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* sphère **r** 75 mm *Rotation* $\pm 70 \times \pm 70 \times \pm 70°$	*Translation* 10 N *Rotation* ~ 0.7 Nm	*Translation* **X-Y** 6 N/mm **Z** 25 N/mm *Rotation* ND	ND
Mobile robot controller *KIST, Korea University* [Ryu *et al.*, 2010] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* **r** 55 $\times$ **Z** 100 mm *Rotation* ND	*Translation* 30 N *Rotation* 3 Nm	ND	ND
Orthoglide & Agile Eye *IRCCYN* [Chablat et Wenger, 2006] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* $\pm 200 \times 200 \times 200$ mm *Rotation* $\pm 90 \times \pm 90 \times \infty°$	ND	ND	ND

Les dispositifs haptiques hybrides proposés sont souvent composés d'une architecture parallèle de base générant les trois degrés de liberté en translation de l'effecteur. Dans l'état de l'art présenté ci-dessus, les mobilités en translation sont obtenues par des structures de robots Delta classiques, de robots Delta modifiés, ou d'Orthoglide. Les mouvements de rotation de l'effecteur sont ensuite engendrés par un poignet sériel, fixé au centre de la plateforme de la structure parallèle de base. L'architecture proposée par [Ryu *et al.*, 2010] est différente puisqu'elle combine un mécanisme parallèle plan (2T + 1R) supportant un second mécanisme parallèle générant les trois degrés de liberté restants de la poignée. Ces mécanismes hybrides offrent des caractéristiques essentielles pour la transparence d'une interface haptique, telles qu'une grande rigidité, une capacité en effort importante, un large espace de travail sans singularité, ou une bonne précision de positionnement. Mais ces performances sont restreintes par le compromis propre au caractère hybride de la structure. Par exemple, la rigidité du système global est altérée par les flexibilités présentes dans la chaîne sérielle du poignet. L'inertie du mécanisme reste importante puisque des actionneurs sont intégrés au niveau de l'effecteur, et donc la capacité en effort est diminuée par la compensation de leur poids. C'est pourquoi, bien que permettant un compromis efficace entre les spécificités des structures sérielles et parallèles, les architectures hybrides ne constituent pas des interfaces haptiques complètement optimales.

1.3.4 De nouvelles structures couplées

Une nouvelle famille d'architectures est introduite avec le 2-Delta de [Lallemand *et al.*, 1997]. Ces architectures, que nous désignons par l'adjectif couplées, sont caractérisées par l'association en parallèle de deux manipulateurs indépendant pour obtenir la mobilité de l'effecteur. Le mécanisme

ainsi construit présente les avantages des robots qui le compose tout en assurant des degrés de liberté supplémentaires.

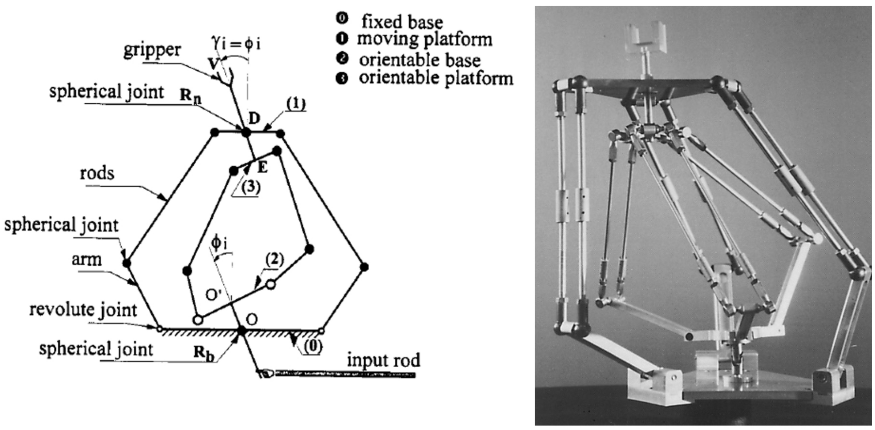


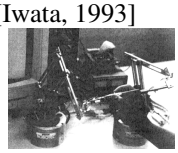
FIGURE 1.3. Le 2-Delta, un manipulateur parallèle couplé à 6 degrés de liberté [Lallemand *et al.*, 1997]

Le 2-Delta, présenté sur la Figure 1.3, produit six degrés de liberté en connectant en parallèle deux robots Delta à l'effecteur. Le robot Delta externe génère les mouvements de translation quand le robot Delta interne assure l'orientation de l'effecteur. Ce manipulateur parallèle couplé conserve les spécificités de la structure des robots Delta, telles que sa rigidité, sa faible inertie, ou sa modélisation simple et bien connue, tout en assurant les mobilités en rotation et en translation de l'effecteur de manière découplée. Malheureusement, l'espace de travail en rotation du 2-Delta est limité par le faible débattement angulaire de la liaison sphérique entre la plateforme du Delta supérieur et l'effecteur. De plus, l'actionnement de l'orientation de l'effecteur, assuré par le robot Delta interne en liaison sphérique avec le bâti, nécessite l'inclusion de moteurs sur des composants mobiles et augmente donc l'inertie du système. Le mouvement de rotation propre n'est pas généré par les robots Delta et demande l'intégration d'un actionneur supplémentaire au niveau de l'effecteur pour assurer son pilotage.

Plusieurs dispositifs haptiques polyvalents ont été récemment proposés en couplant des architectures classiques sérielles ou parallèles à l'effecteur. Ces interfaces haptiques sérielles ou parallèles couplées sont décrites dans le tableau 1.5.

TABLE 1.5. Des architectures couplées pour des applications haptiques

Dispositifs haptiques	**Degrés de liberté** Actifs/Total	**Espace de travail**	**Effort Maximal**	**Raideur maximale**	**Résolution en position**
Surgical Haptic Wand *CSTAR Ontario* [Bassan *et al.*, 2009]	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3 1ddl pince	*Translation* 480 × 450 × 250 mm *Rotation* ±85 × ±65 × ±160°	*Translation* **X-Y** 7 N **Z** 9 N *Rotation* **L-T** 0.75 Nm **R** 0.37 Nm	ND	ND

Tsukuba Pen *University of Tsukuba* [Iwata, 1993] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* sphère **r** 220 mm *Rotation* ND	*Translation* 5 N *Rotation* ND	ND	*Translation* 2 mm *Rotation* ND
HD^2 - ***DC*** *Quanser* [Lee *et al.*, 2010] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* 800 × 250 × 350 mm *Rotation* 180 × 180 × ∞°	*Translation* **X-Y** 19.71 N **Z** 13.94 N *Rotation* 1.72 Nm	*Translation* 3 N/mm *Rotation* **L-T** 3.4 Nm/rad **R** 0.05 Nm/rad	*Translation* 0.051 mm *Rotation* **L-T** 0.033° **R** 0.088°
VirtuaPower *KIST* [Lee *et al.*, 2016] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* demi-cylindre **r** 900 × **Z** 1000 mm *Rotation* ND	*Translation* 100 N *Rotation* 10 Nm	ND	ND
Telesurgery Device *CEA-LIST* [Gosselin *et al.*, 2005a] 	*Translation* 3/3 *Rotation* 3/3	*Translation* 420 × 555 × 680 mm *Rotation* 150 × 160 × 180°	*Translation* 15 N *Rotation* 1 Nm	*Translation* **X-Z** 1 N/mm **Y** 2 N/mm *Rotation* 8 Nm/rad	ND

Les systèmes haptiques couplés, détaillés dans cette revue de littérature, assurent un large espace de travail sans singularité et présentent une faible inertie et une grande capacité en effort. Ils sont basés sur des chaînes cinématiques simples, couplées en parallèle pour obtenir les six degrés de libertés de l'effecteur. Cependant, les chaînes cinématiques de base constituant ces systèmes polyarticulés sont souvent sérielles, excepté dans le cas du dispositif chirurgical de [Bassan *et al.*, 2009] qui combine deux systèmes pantographes aux extrémités de la poignée. Ces chaînes sérielles n'assurent pas une grande rigidité ou une excellente précision de l'interface haptique. De plus, aucune de ces architectures couplées n'est complètement parallèle puisqu'elles comportent toutes au moins un degré de mobilité en série entre le bâti et les chaînes cinématiques du système. Les interfaces HD^2 et VirtuaPower nécessitent également l'intégration d'un actionneur supplémentaire au niveau de l'effecteur pour engendrer un couple suivant son axe.

L'état de l'art réalisé dans cette partie permet d'identifier les spécificités des différentes structures des dispositifs haptiques disponibles commercialement ou dans les laboratoires de recherche. Parmi les types d'architectures présentés, seules les architectures hybrides ou couplées permettent de respecter l'ensemble des exigences de conception d'une interface haptique polyvalente. Les dispositifs hybrides sont aujourd'hui les dispositifs les plus avancés et constituent un compromis satisfaisant entre les caractéristiques des structures sérielles et parallèles. Cependant, ce compromis limite les performances des dispositifs hybrides. Bien que peu répandues, les architectures couplées permettent de combiner les avantages de structures cinématiques de base et sont prometteuses pour les applications haptiques. C'est pourquoi, nous développons un dispositif haptique polyvalent basé

sur une architecture parallèle couplée et optimisant les exigences de conception. Un tel dispositif haptique optimal et transparent n'existe pas à notre connaissance dans la littérature.

1.4 Stratégie de conception

L'état de l'art proposé dans ce chapitre nous a permis de définir les exigences mécatroniques d'un dispositif haptique polyvalent en harmonie avec les performances sensorimotrices humaines. La conception d'une interface haptique consiste en un long processus basé sur les critères de ce cahier des charges. La solution proposée doit être positionnée par rapport à l'existant et présenter des performances adaptées aux applications visées. Ce paragraphe propose une stratégie systématique de conception d'un système poly-articulé robotisé. Elle intègre la conception de l'architecture, le dimensionnement des pièces et des articulations, le choix et le placement des systèmes d'actionnement et de transmission, la sélection des composants électroniques de mesure et de commande, l'optimisation des performances du mécanisme.

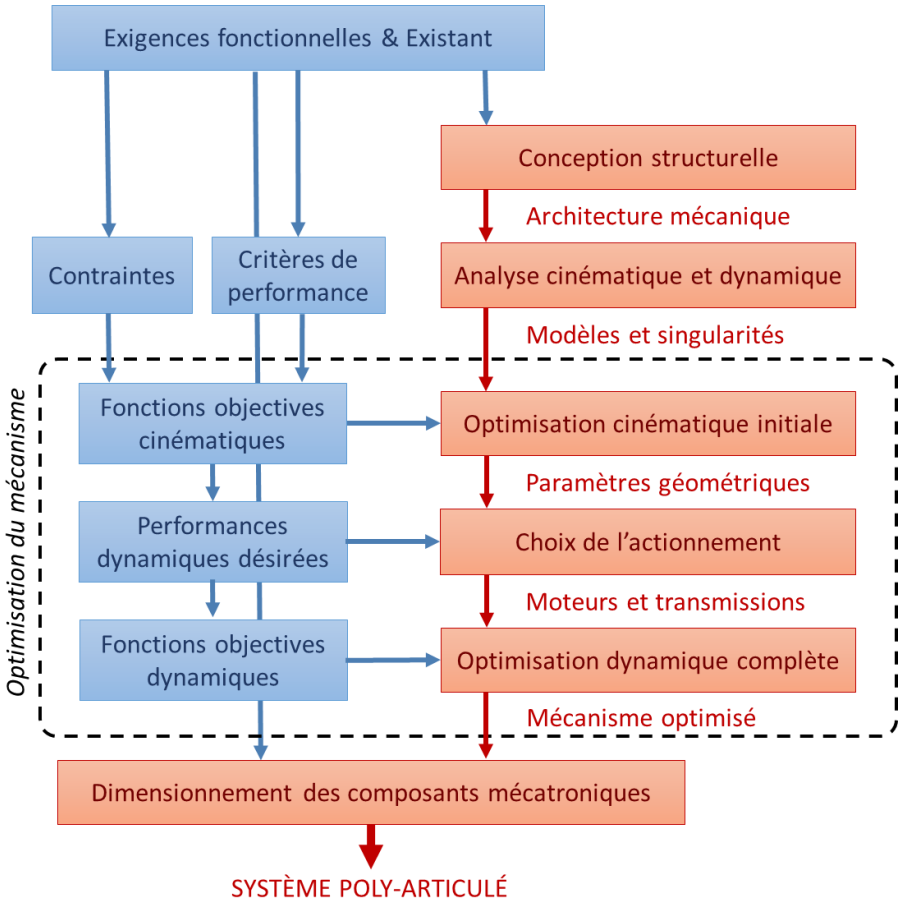


FIGURE 1.4. Stratégie de conception d'un système mécatronique

Le schéma présenté en Figure 1.4 détaille la stratégie de conception systématique adoptée pour le développement d'un système mécatronique. La conception d'un système mécatronique est délicate car elle doit à la fois intégrer les aspects mécaniques de la structure, définir les composants électroniques du système (actionnement, capteurs,...) et prendre en compte les besoins de la commande. Plusieurs démarches de conception de systèmes mécatroniques sont proposées dans

la littérature. [Ahmad *et al.*, 2014] proposent une méthodologie de conception et d'optimisation itérative, pour les dispositifs haptiques, constituée de trois étapes. Tout d'abord, les exigences du mécanisme sont définies à partir d'un état de l'art et d'une étude du marché. Puis une phase de conception conceptuelle permet de définir l'architecture mécanique, l'espace de travail, l'actionnement et les possibles stratégies de contrôle pour l'application. En parallèle, la modélisation, l'analyse et l'optimisation multiobjectif cinématiques ajustent les paramètres de la structure du système haptique. Enfin, la conception détaillée des composants du dispositif est mise en oeuvre, un prototype de validation est fabriqué et les stratégies de contrôle implémentées sur des applications tests. Dans cette méthodologie, l'optimisation multiobjectif joue un rôle primordial pour remplir les exigences de conception. Comme un système mécatronique doit à la fois assurer des performances d'un point de vue mécanique, électronique et de la commande, les objectifs d'optimisation sont multidisciplinaires. Un revue de littérature des méthodes d'optimisation multidisciplinaires est proposée par [Martins et Lambe, 2013]. La directive VDI 2206 [Gausemeier et Moehringer, 2003] présente un cadre pour la conception de systèmes mécatroniques soutenant la mise en place de procédures synergiques multidisciplinaires à deux niveaux. Le niveau *macro* gère le processus global de conception et intègre des procédures génériques telles que le *modèle en V* présenté sur la Figure 1.5. Le niveau *micro* implémente des sous-tâches de conception spécifiques définies et réalisées par le concepteur telles que la recherche de solutions, l'analyse et l'évaluation de structures ou de cinématiques. Une telle méthodologie de conception à deux niveaux est employée par [Zheng *et al.*, 2017] qui développent un outil de conception générique hiérarchisé. [Barbieri *et al.*, 2014] suggèrent d'étendre la procédure générique de conception d'un système mécatronique à un *modèle en W* articulé en cinq étapes : Analyse des exigences du système ; Définition et analyse de solutions ; Simulation et intégration virtuelle du système ; Modélisation et analyse détaillée du comportement ; Fabrication et intégration réelle du système.

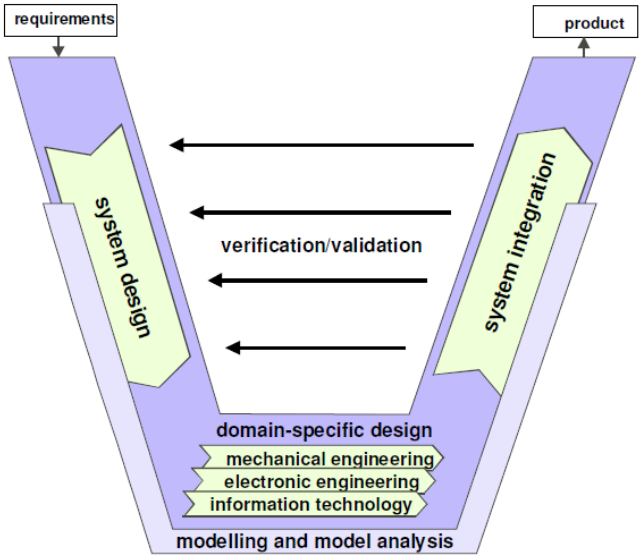


FIGURE 1.5. Modèle générique de conception en V [Gausemeier et Moehringer, 2003]

Le niveau macro de notre méthodologie de conception s'appuie sur un processus générique composé de cinq étapes centrales : une revue de littérature et la définition des exigences fonctionnelles, la conception structurelle de l'architecture, l'analyse du comportement cinématique et dynamique de la structure, l'optimisation du mécanisme, et le dimensionnement des pièces et des composants électroniques du système. Cette démarche combinant modélisation et optimisation des

composants permet le développement pas à pas d'un système vérifiant l'ensemble des exigences fonctionnelles. Elle combine le choix et l'intégration des éléments mécaniques et électroniques du dispositif pour aboutir à une procédure de conception robuste et complète. Les étapes d'intégration et de validation du système mécatronique sont essentielles mais nous paraissent postérieures à la procédure de conception. Cette stratégie de conception est suivie dans la suite du manuscrit de thèse pour le développement d'un nouveau dispositif haptique polyvalent à six degrés de liberté actifs, le Delthaptic. Nous nous attacherons à développer les cinq points clés de la procédure générique.

Exigences fonctionnelles & Existant

L'élaboration du cahier des charges constituait l'objet de ce premier chapitre. Une analyse préliminaire des dispositifs haptiques existants permet d'identifier les limites rencontrées par ces systèmes et définit le cadre des travaux de recherche. Les enjeux de conception et les critères de performances sont déterminés et composent le fondement du développement du système mécatronique.

Conception structurelle

La seconde étape de la stratégie de conception consiste au développement de la structure du mécanisme. Cette phase de conception structurelle introduit un concept cinématique satisfaisant les exigences majeures du cahier des charges telles que la mobilité du système, l'espace de travail, ou des caractéristiques mécaniques essentielles (rigidité, faible inertie,...). Une nouvelle architecture est élaborée avec un premier positionnement des éléments dans les chaînes cinématiques. Des premiers choix technologiques définissent la constitution des articulations, la forme et les matériaux des composants, la position et la réalisation des liaisons actionnées. Cette conception structurelle est décisive dans la création du système et doit être ancrée dans l'état de l'art. Nous la synthétisons dans le second chapitre de ce document.

Analyse cinématique et dynamique

L'analyse cinématique et dynamique du mécanisme proposé complète la phase de conception structurelle. Il est en effet indispensable, d'une part, d'analyser la cinématique de la structure pour vérifier son comportement dans l'espace de travail et vis-à-vis de possibles configurations singulières, et d'autre part, d'établir sa modélisation dynamique pour envisager son intégration sur une application et les stratégies de contrôle associées. Cette modélisation de l'architecture mécanique permet de valider la solution adoptée et de sélectionner des paramètres de conception sur lesquels jouer pour optimiser le mécanisme. Elle est également l'objet du chapitre 2 du manuscrit.

Optimisation du mécanisme

Une fois l'architecture conçue et modélisée, un processus itératif d'optimisation multicritère fixe les paramètres géométriques structurels et les paramètres d'actionnement et de transmission du mécanisme. Une solution optimale est sélectionnée, en accord avec les résultats d'optimisation, pour maximiser les performances du système et vérifier les contraintes du cahier des charges. La procédure d'optimisation est déterminante dans la stratégie de conception car elle assure le fonctionnement désiré du mécanisme. Le choix des critères d'optimisation est primordial et met l'accent sur des caractéristiques spécifiques du dispositif. Il mène à la définition de fonctions objectifs, établies en accord avec la modélisation cinématique et dynamique. Le chapitre 3 détaille la démarche d'optimisation employée pour la conception du dispositif haptique, après un aperçu des processus d'optimisation rencontrés dans la littérature.

Dimensionnement des composants mécatroniques

Pour achever la conception complète du système poly-articulé, l'ensemble des composants mécatroniques du système optimisé sont dimensionnés et dessinés. Cette étape ajuste la conception

des pièces, des articulations et des systèmes de transmission en fonction des résultats de l'optimisation. Elle mène à la mise en plan des composants mécaniques pour fabrication. Elle intègre le choix et l'implémentation des capteurs, le développement de l'armoire électrique du système et la définition des schémas de câblages, la sélection des éléments de commande tels que les automates, les servo-variateurs, ou les modules d'entrées/sorties. Nous évoquerons cette phase de définition des composants mécatroniques pour le prototype du dispositif haptique, dans le chapitre 4.

Chapitre 2

Une nouvelle architecture parallèle couplée à six degrés de liberté

Sommaire

2.1 Conception structurelle de l'interface 24

2.1.1 Définition de l'architecture 24

2.1.2 Choix technologiques et conception spécifique des composants 26

2.2 Modélisation géométrique 31

2.2.1 Modèles géométriques et modes du robot Delta 31

2.2.2 Modèles géométriques du Delthaptic 34

2.3 Analyse cinématique et singularités 37

2.3.1 Modélisation cinématique du robot Delta 37

2.3.2 Cinématique de l'architecture complète 38

2.3.3 Configurations singulières 40

2.4 Modèle dynamique inverse du Delthaptic 42

2.1 Conception structurelle de l'interface

La conception structurelle du Delthaptic est abordée dans cette partie. Une architecture originale est présentée pour remplir les exigences de conception présentées dans le chapitre 1. Elle est basée sur une structure parallèle couplée, liant l'effecteur en parallèle à deux robots Delta. Nous justifions la création et les avantages d'une telle architecture et détaillons les choix technologiques de conception tels que la réalisation des liaisons, de l'effecteur et des systèmes de transmission.

2.1.1 Définition de l'architecture

L'état de l'art des dispositifs haptiques, proposé dans la partie 1.3 du chapitre 1, a mis en lumière le besoin d'un compromis entre les caractéristiques des structures parallèles et sérielles pour concevoir un dispositif polyvalent. Ce compromis est souvent réalisé au travers d'architectures hybrides, comme l'association d'un robot Delta et d'un poignet sériel préférée dans les interfaces polyvalentes avancées de Force Dimension. Cependant, ce compromis ne permet pas d'atteindre d'aussi bonnes caractéristiques de rigidité, de légèreté ou de précision qu'une structure complètement parallèle. Pour garantir l'ensemble de ces performances, quelques auteurs proposent de nouvelles structures dites parallèles couplées. Ces structures associent en parallèle des robots classiques pour augmenter le degré de liberté du système. Ainsi, les caractéristiques des robots de base du mécanisme complet sont conservées, tout en augmentant la mobilité de l'effecteur. Bien que prometteur, ce type d'architectures parallèles couplées est peu étudié dans la littérature et souvent limité à des chaînes cinématiques à cinq degrés de liberté actifs. Nous développons une nouvelle structure parallèle couplée, à six degrés de liberté actifs, pour le dispositif haptique polyvalent. Le défi de cette structure est de conserver les avantages d'un mécanisme parallèle tout en respectant le large espace de travail identifié dans le cahier des charges.

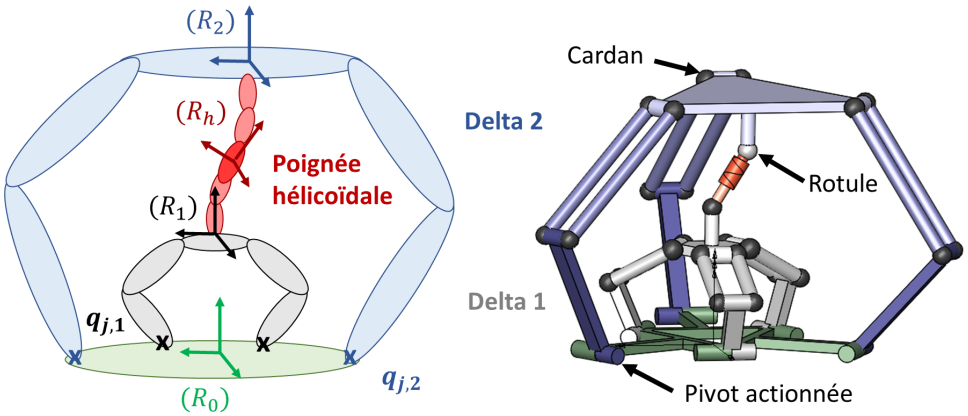
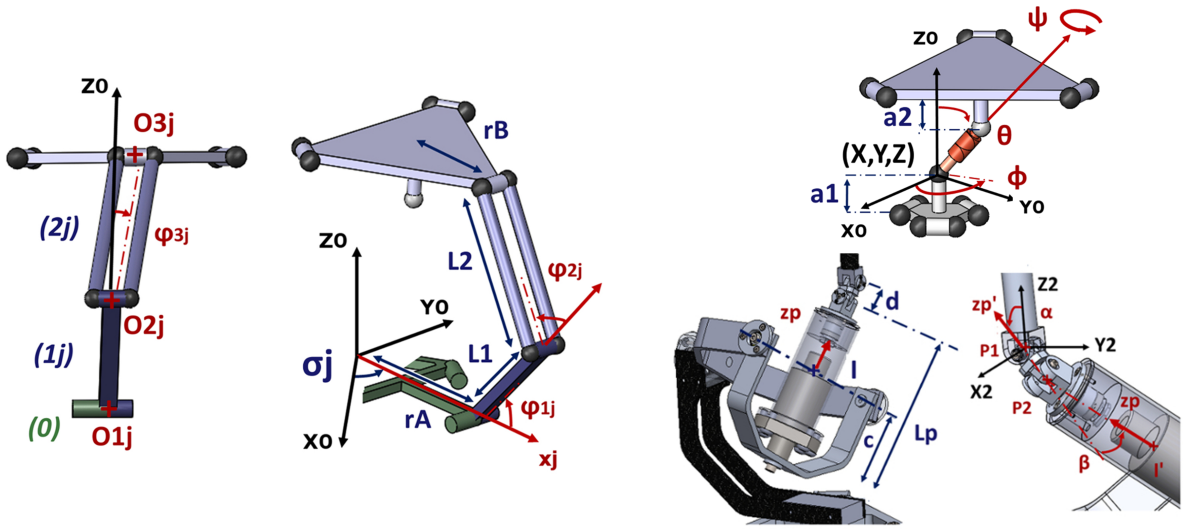


FIGURE 2.1. Une nouvelle structure parallèle couplée à six degrés de liberté actifs

La chaîne cinématique proposée est schématisée sur la Figure 2.1. Pour constituer les six degrés de liberté actifs du système, en conservant les bénéfices des architectures parallèles, il a été choisi de coupler l'effecteur à deux structures à trois degrés de liberté en translation. Le choix pour ces mécanismes à trois degrés de liberté en translation s'est porté sur des robots Delta [Clavel, 1988]. Le robot Delta est très répandu car il est constitué d'une structure parallèle rigide et légère, offrant une mobilité en translation sur un espace de travail conséquent. Aussi, il comporte des modèles cinématiques analytiques relativement simples, ce qui facilite son intégration et sa commande. La combinaison de ces systèmes en translation doit mener aux six degrés de liberté de l'effecteur, ici

la poignée de l'interface haptique. L'association des deux robots Delta aux extrémités de la poignée est donc essentielle pour assurer les mobilités souhaitées et en particulier engendrer les rotations de $\pm 90°$ suivant toutes les directions. Le Delta 1, inférieur, est lié à la vis de la poignée par une liaison cardan tandis que la liaison supérieure entre le corps de la poignée et le Delta 2 est une liaison rotule. Ces deux liaisons entre les plateformes des robots Delta et les composants de la poignée assurent la mobilité de l'effecteur suivant cinq degrés de liberté. La translation du premier Delta génère la position (X,Y,Z) de la poignée dans l'espace opérationnel. Le déplacement relatif des deux plateformes mobiles engendre l'inclinaison de la poignée, décrite par les angles d'Euler modifiés inclinaison-torsion **ZYZ** $(\phi,\theta,\psi-\phi)$ [Bonev *et al.*, 2002]. La rotation propre ψ de l'effecteur est obtenue grâce à une liaison hélicoïdale entre la tige et le corps de la poignée. L'équation de vis $L_p = L_{ini} + \psi \times \dfrac{p}{2\pi}$ lie cette rotation propre à la longueur variable de la poignée L_p, c'est-à-dire la distance relative entre les deux robots Delta suivant l'axe de la poignée. Dans cette équation p représente le pas de la liaison hélicoïdale et $L_{ini} = 135mm$ la longueur initiale de la poignée. Cette chaîne cinématique complète transforme donc le déplacement relatif des deux robots Delta en une position et orientation de la poignée. Elle assure la transmission des mouvements de l'effecteur vers les robots Delta et des efforts des robots Delta vers l'effecteur. L'ensemble du système est entraîné par six moteurs, fixés au bâti, actionnant les trois liaisons pivots de chaque robot Delta. Nous notons $q_{j,i} = (\varphi_{11,i}\ \varphi_{12,i}\ \varphi_{13,i})^T$ les coordonnées articulaires de chaque Delta i.



(a) Paramétrage du robot Delta i *(b) Paramétrage de la poignée*

FIGURE 2.2. Paramétrage de la chaîne cinématique

Le paramétrage de l'architecture est défini sur la Figure 2.2. Pour obtenir des capacités cinématiques les plus isotropes possibles le long de l'espace de travail, une structure symétrique est adoptée pour les robots Delta. Les paramètres de conception de chaque robot Delta i sont $(L_{1,i},\ L_{2,i},\ r_i,\ a_i)$, respectivement la longueur des bras ; la longueur des parallélogrammes ; $r_i = r_{B,i} - r_{A,i}$ la différence entre le rayon de la plateforme et le rayon de la base ; et la distance entre la plateforme et l'articulation avec la poignée. Les repères des jambes $(R_{j,i})$ sont obtenus par rotation autour de $\boldsymbol{Z_0}$ d'un angle $\sigma_{1,i}$, $\sigma_{2,i} = \sigma_{1,i} + 2\pi/3$ et $\sigma_{3,i} = \sigma_{1,i} + 4\pi/3$. Pour assurer l'accessibilité de la poignée à l'utilisateur et éviter des collisions internes entre les deux robots Delta, il est choisi de fixer leur orientation à $\sigma_{1,1} = 60°$ et $\sigma_{1,2} = 0°$. Les paramètres $c = 75mm$ et $d = 16mm$, utiles à la définition des articulations de la chaîne cinématique, sont fixés par le dimensionnement des

pièces et pour faciliter la prise de la poignée. L'orientation de la poignée, dont l'axe est noté z_p, est également décrite par les angles α et β des liaisons cardan et rotule de la poignée.

La CAO globale du dispositif haptique intégrant cette nouvelle structure parallèle couplée, le Delthaptic, apparait sur la Figure 2.3 dans plusieurs configurations. Nous détaillerons dans la partie 2.1.2 certains aspects primordiaux de la conception des composants du dispositif. Cette représentation d'ensemble permet de visualiser la réalisation et la mobilité de l'architecture et d'envisager son utilisation en tant qu'interface haptique.

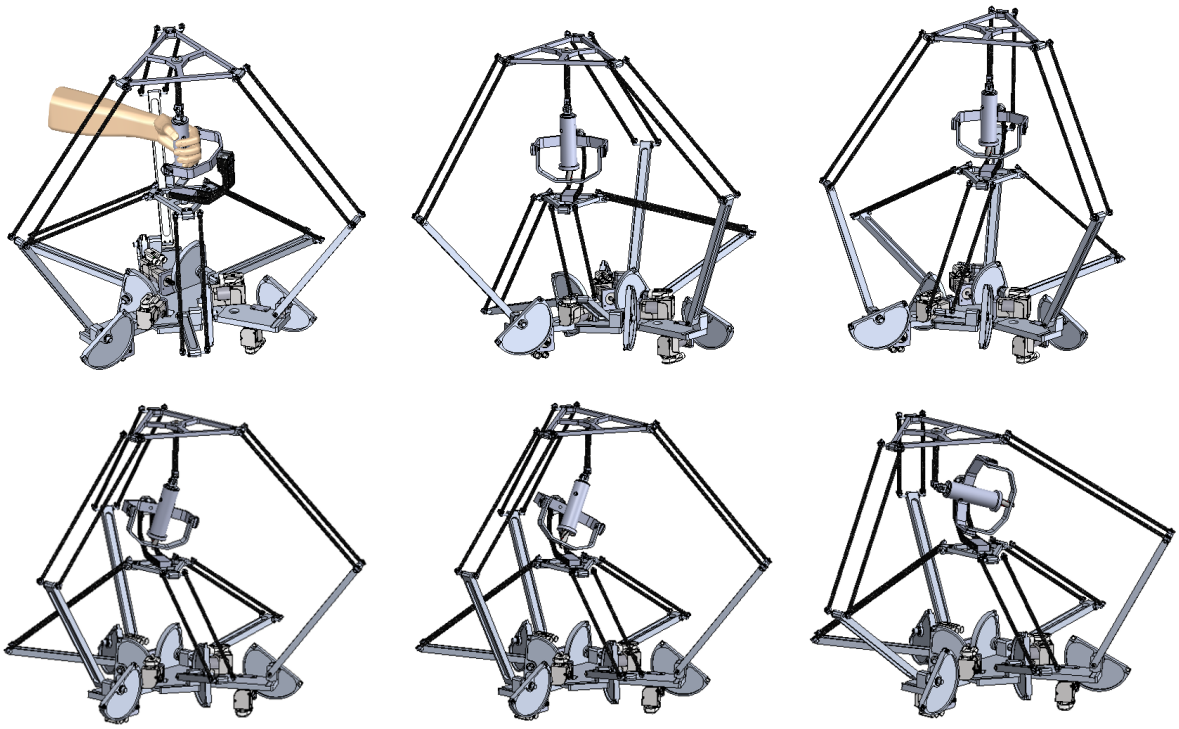


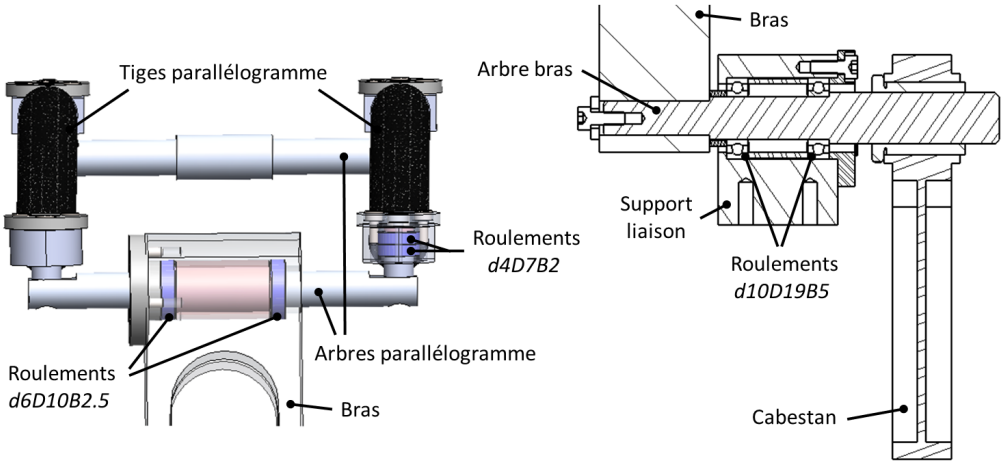
FIGURE 2.3. CAO du Delthaptic suivant plusieurs configurations dans l'espace opérationnel

La nouvelle architecture remplit les exigences de conception d'un dispositif haptique polyvalent. Elle comporte en effet des caractéristiques essentielles pour la transparence d'une interface haptique telles qu'une grande rigidité, de faibles inerties, ou une grande précision en position, grâce à sa structure parallèle. L'association des robots Delta pour obtenir la mobilité de l'effecteur procure le large espace de travail défini par les capacités motrices du poignet humain, en translation comme en rotation, quand les structures purement parallèles rencontrent des limites importantes dans l'amplitude des mouvements de rotation. Le couplage des deux robots Delta pour générer les mouvements de la poignée permet également d'obtenir des performances cinématiques et dynamiques similaires en rotation et en translation. La structure parallèle couplée doit donc permettre d'atteindre un grand niveau de transparence, tout en reposant sur des mécanismes poly-articulés connus et relativement simples. L'ensemble de ces avantages font de l'architecture proposée un concept innovant et performant pour la réalisation d'un dispositif haptique.

2.1.2 Choix technologiques et conception spécifique des composants

Nous détaillons dans cette partie certains éléments de conception et évoquons la réalisation des composants du système. Nous nous attacherons en particulier à préciser les choix technologiques essentiels pour la transparence et le bon fonctionnement du dipositif haptique.

La réalisation des articulations est primordiale dans la conception d'un système poly-articulé. La composition des liaisons des jambes des robots Delta est détaillée sur la Figure 2.4. Elles assurent la mobilité du mécanisme parallèle sur l'espace de travail requis. Le choix de liaisons cardans pour les parallélogrammes est adapté pour couvrir le grand débattement angulaire demandé. Ce choix mène à une structure hyperstatique de degré $h = E_c - r_c = 12$ du robot Delta. L'hyperstatisme du dispositif haptique complet, de degré 24, génère des contraintes géométriques d'assemblage mais rigidifie la structure. Une liaison pivot engendre la première rotation de l'arbre inférieur du parallélogramme, auquel sont liées les tiges. La seconde rotation du parallélogramme est obtenue grâce à une liaison pivot entre chaque tige et l'arbre, d'axe perpendiculaire et concourant avec la première liaison pivot. Cette réalisation des liaisons cardans assure le large débattement angulaire du parallélogramme tout en simplifiant son montage et en facilitant l'obtention des contraintes de parallélisme lors de l'usinage. La qualité de l'usinage des articulations est garantie par un tolérancement précis pour éviter des contraintes d'assemblage ou des jeux internes dans le mécanisme, qui auraient un effet néfaste sur le comportement cinématique du système. L'ensemble des liaisons rotoïdes du dispositif haptique sont montées sur des roulements rigides à billes pour minimiser les frottements dans les articulations.



(a) Liaisons cardans des parallélogrammes *(b) Liaison pivot actionnée des bras*

FIGURE 2.4. Détail de la réalisation des articulations des robots Delta

Les six liaisons actionnées, liant les robots Delta à la même base, sont entrainées chacune par un moteur associé à un système de transmission. Les systèmes de transmission sont conçus spécifiquement pour transférer les couples nécessaires au retour haptique via les articulations actives. Il est choisi d'utiliser des systèmes de transmission à câbles par cabestan. En effet, les systèmes à cabestan assurent une transmission sans jeu et réversible. Ils peuvent également développer un grand rapport de réduction pour un encombrement relativement faible, à l'égard des systèmes de transmission classiques à engrenages ou poulies-courroies. La conception du système de transmission par cabestan pour notre dispositif apparait sur la Figure 2.5. Il est composé d'une poulie hélicoïdale motrice de petit diamètre, encastrée sur l'arbre du moteur, et d'une demi-poulie plate réceptrice de grand diamètre, montée serrée sur l'arbre du bras. La différence importante entre les diamètres des deux poulies mène à un rapport de réduction élevé. La forme hélicoïdale de la poulie motrice assure le guidage du câble. Les chevauchements du câble sont ainsi évités, réduisant son usure par frottement pouvant entraîner une rupture inopportune.

Pour éviter des problèmes d'adhérence ou un glissement au changement de sens de rotation, il est choisi d'employer deux câbles par cabestan, fixés respectivement sur la poulie motrice et ten-

dus grâce à l'enrouleur sur la poulie réceptrice. Après une étude des caractéristiques des matériaux utilisés dans les transmissions par câbles, nous optons pour un matériau textile technique plutôt qu'un câble métallique souffrant de problèmes de flexibilité et présentant un rayon d'enroulement minimum. Nous sélectionnons des câbles en Vectran d'un diamètre de $0.6mm$, ayant une grande résistance à la rupture ($54daN$) et un faible allongement (0.9% pour $10daN$). L'ensemble des choix technologiques faits dans la conception du système à cabestan mène à la création d'une transmission très transparente, critère essentiel pour un dispositif haptique.

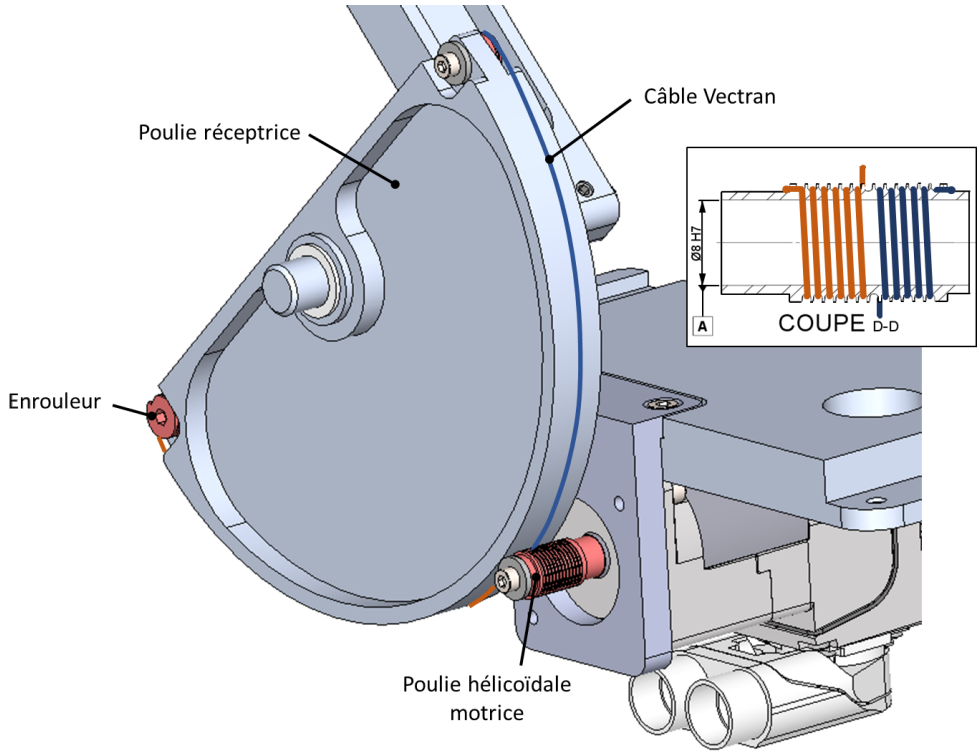
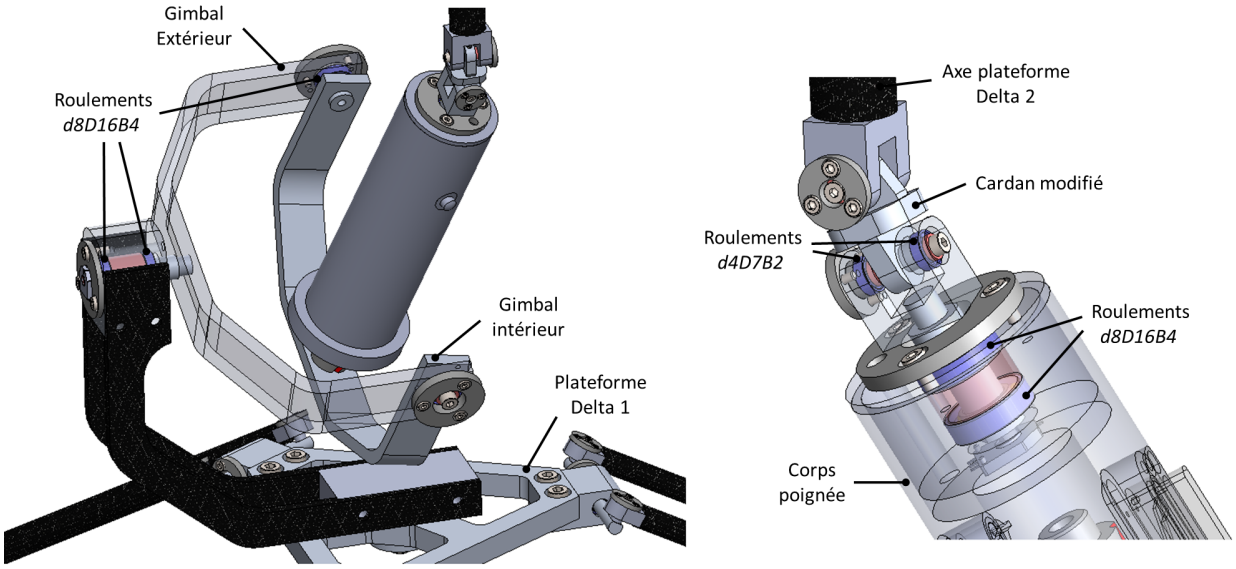


FIGURE 2.5. Conception spécifique du système de transmission par cabestan

La conception de la chaîne cinématique de l'effecteur est déterminante pour la transparence de l'interface haptique. L'opérateur doit pouvoir effectuer son mouvement suivant les six degrés de liberté sans aucune restriction dans l'espace de travail. L'interface doit également permettre une transmission parfaite du retour en effort. Ces exigences impliquent des contraintes de conception relatives à la réversibilité du mécanisme et à l'amplitude des mouvements.

L'effecteur est lié à la plateforme du Delta 1 par une liaison cardan et à la plateforme du Delta 2 par une liaison rotule. Pour assurer une rotation de la poignée de $\pm 90°$ suivant toutes les directions, il convient de remplacer ces liaisons cardan et rotule par une succession de liaisons pivots offrant les mêmes degrés de liberté. La chaîne cinématique de l'effecteur ainsi modifiée est représentée sur la Figure 2.6. Les mobilités du cardan inférieur sont accomplies par l'intermédiaire d'un mécanisme gyroscopique à deux degrés de liberté à axes concourants (ou encore appelé mécanisme gimbal 2 axes). Cette solution garantit la grande amplitude de mouvement en rotation de la poignée. Elle simplifie également la dynamique du mécanisme, en supportant la poignée en son centre de rotation, et augmente la compacité du système, en réduisant la distance entre les deux plateformes des robots Delta. La liaison rotule supérieure est, elle, remplacée par l'association d'une liaison rotoïde et d'une liaison cardan modifiée. La spécificité de ce cardan modifié vient du décalage d introduit entre ses deux axes de rotation (Cf. Fig. 2.2), pour obtenir un débattement angulaire complet de

180° suivant les deux directions. Cette chaîne sérielle 3R, composée de trois liaisons rotoïdes successives, offre donc le large débattement angulaire requis pour l'effecteur, qu'une simple liaison rotule ne permettrait pas d'atteindre.



(a) Mécanisme gyroscopique à 2 degrés de liberté *(b) Mécanisme 3R avec cardan à axes décalés*

FIGURE 2.6. Construction de la chaîne cinématique de l'effecteur

L'effecteur est conçu sur mesure pour répondre aux exigences spécifiques de l'application haptique visée. C'est en effet la poignée qui transmet les mouvements de l'opérateur aux deux robots Delta et qui restitue les efforts d'interaction avec l'environnement de la tâche. Il faut donc que cette poignée soit parfaitement réversible, pour que les mouvements transmis soient précis et que le rendu en effort soit suffisant et fidèle. Or, l'architecture développée pour le Delthaptic comporte une liaison hélicoïdale au sein de la poignée, permettant de générer la rotation propre de l'effecteur grâce au déplacement relatif des deux robots Delta. Cette originalité de la structure entraîne de fortes contraintes de conception pour développer un effecteur adapté. D'une part, pour assurer la réversibilité de la poignée, la liaison hélicoïdale doit avoir un pas important. Une analyse de la capacité en effort du système montrera dans le chapitre 3 que le pas optimal pour cette poignée hélicoïdale est $p = 120mm$. D'autre part, il est nécessaire de réduire au maximum les frottements dans les articulations du mécanisme pour offrir une grande transparence. C'est pourquoi un guidage par éléments roulants est adopté pour réaliser la liaison hélicoïdale de l'effecteur. Toutes ces spécificités de conception mènent à la réalisation d'une vis-à-billes sur mesure, composée de trois filets en ogive pour des billes de diamètre $\phi 3mm$. Un système de recirculation des billes par les faces est formé à l'aide de deux chapeaux de renvoi et de rainures dans l'écrou. L'écrou est fixé au corps de la poignée tandis que la vis constitue l'arbre de la poignée, encastré sur le Gimbal intérieur. La réalisation de cette vis-à-billes et de l'assemblage de la poignée sont présentés sur la Figure 2.7.

La poignée forme le coeur de l'interface Homme/machine puisqu'elle est l'organe avec lequel interagit directement l'humain. C'est le composant qui doit recréer les sensations de l'objet manipulé, ou de l'outil réalisant la tâche, et en ce sens qui constitue le prolongement du bras humain au robot piloté. Il doit donc faire oublier la présence de l'interface haptique à l'opérateur et répondre aux capacités sensori-motrices humaines traduites par les critères quantifiés dans le chapitre précédent. Ces critères se traduisent par des capacités en effort ou en position dans l'espace opérationnel du système, qu'il faut veiller à vérifier au niveau de la poignée.

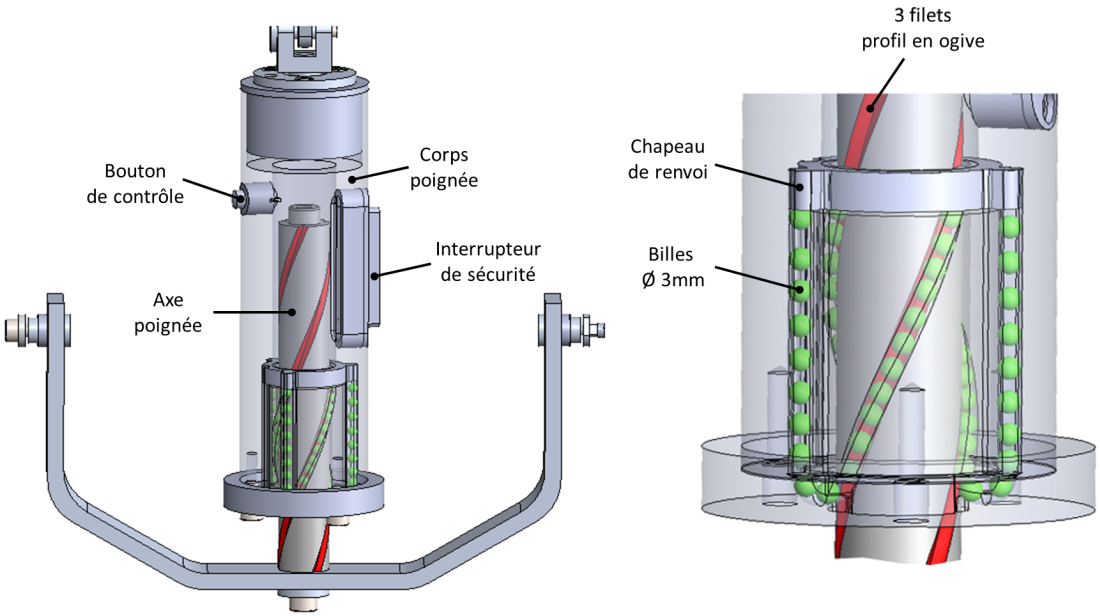


FIGURE 2.7. Conception et assemblage de la poignée

Il faut également que le dispositif haptique soit ergonomique pour l'utilisateur. La poignée est conçue pour être confortable et offrir une prise par empaumement adaptée à l'humain. Dans la version définitive du dispositif, le corps de la poignée doit avoir un revêtement en matériau polymère suffisament souple, adhérant et confortable pour l'opérateur.

Les dimensions de la poignée sont sélectionnées en accord avec les tables anthropométriques de la main [Tilley, 2002], résumées en pouces sur la Figure 2.8. La largeur moyenne de la main adulte étant de 74*mm* chez les femmes et de 88.9*mm* chez les hommes, une longueur de 120*mm* est choisi pour le corps de la poignée. Le diamètre de la poignée est fixé à 40*mm*, permettant une saisie aisée par l'opérateur tout en offrant un espace suffisant à l'intégration de la vis-à-billes. La longueur moyenne de la paume est de 76.2*mm*, ce qui définit la distance minimale nécessaire entre l'arbre de la poignée et le Gimbal intérieur pour éviter des collisions avec le mécanisme lors de la rotation propre.

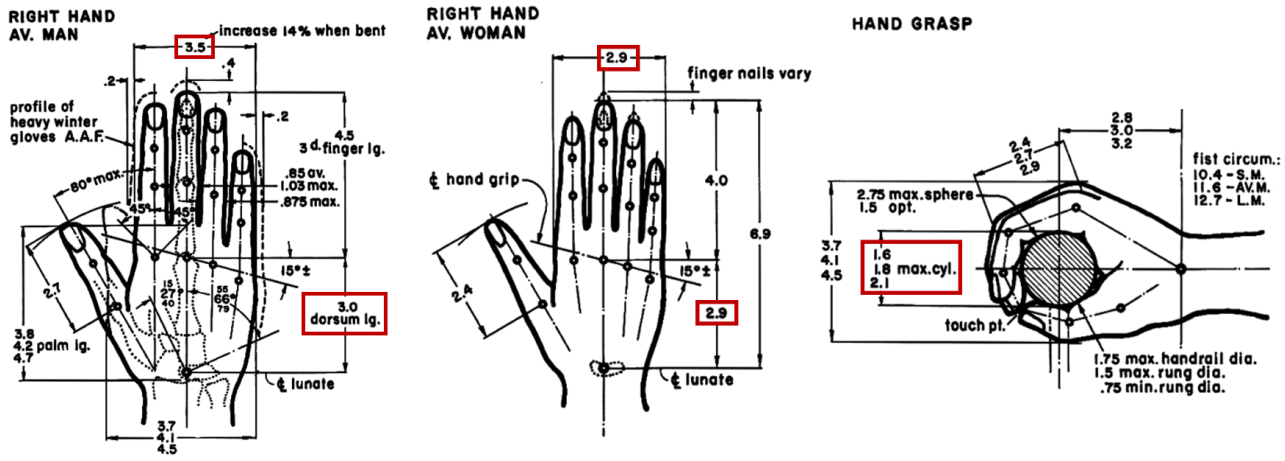


FIGURE 2.8. Données anthropométriques de la main [Dreyfuss, 1967]

Pour faciliter la téléopération, le pilotage du robot doit être complètement intégré et réalisé au niveau de la poignée. La poignée doit également être facile d'utilisation pour réduire la charge cognitive supplémentaire demandée à l'utilisateur. L'intégration d'un bouton de contrôle, actionné au pouce, permet la réalisation de commandes spécifiques telles que l'ouverture ou la fermeture d'un préhenseur. Cette intégration de composants dédiés à la commande doit être faite en accord avec la tâche visée. Une application de manipulation fine téléopérée demanderait par exemple l'ajout d'une pince sur la poignée assurant un retour d'effort en bout de doigts. Pour garantir la sécurité de l'opérateur, un interrupteur homme-mort est inclus sur le corps de la poignée. Il autorise le fonctionnement du dispositif haptique lorsque la poignée est saisie, et donc l'interrupteur de sécurité actionné par la paume de l'opérateur.

Enfin, pour assurer une grande transparence dans l'espace libre, il faut réduire au maximum les masses des composants du système. C'est pourquoi des matériaux légers ont été choisis pour la réalisation des pièces mobiles du système. Les pièces demandant des opérations d'usinage complexes ou de bons états de surface au niveau des articulations sont réalisées en alliage d'aluminium. Des matériaux plus légers tels que des composites à fibres de carbone ou des polymères sont employés pour les composants plus simples. Les pièces usinées sont évidées au maximum pour diminuer leur masse, tout en assurant une résistante suffisante.

2.2 Modélisation géométrique

La structure proposée pour la réalisation du dispositif haptique permet de vérifier un certain nombre des exigences du cahier des charges (faible inertie, grande rigidité, degrés de mobilité,...). Il est cependant nécessaire d'établir ses modèles géométriques, afin de connaître les relations en position entre l'espace opérationnel et l'espace articulaire et de déterminer son espace de travail en fonction des paramètres géométriques structurels. Cette modélisation géométrique permet également d'identifier les modes de travail et d'assemblage des mécanismes parallèles. Les modèles géométriques direct et inverse sont calculés dans cette partie, d'abord pour un robot Delta seul, puis pour le mécanisme complet.

2.2.1 Modèles géométriques et modes du robot Delta

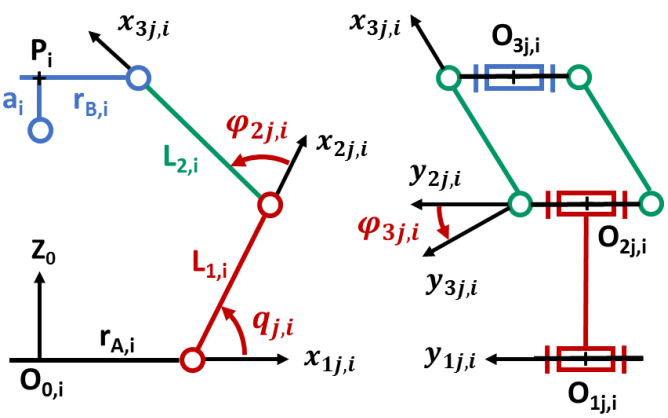


FIGURE 2.9. Schéma cinématique du robot Delta i

L'intégration d'un parallélogramme dans la chaîne cinématique des jambes du robot Delta contraint le mouvement de son effecteur à trois translations. Nous considérons donc uniquement les mouvements de translation de la plateforme mobile du robot Delta dans sa modélisation. Nous rappelons les paramètres géométriques du robot Delta i, utiles à sa modélisation, sur la Figure 2.9. Nous exprimons $r_i = r_{B,i} - r_{A,i}$.

Modèle géométrique direct du robot Delta

La position dans l'espace opérationnel du robot Delta i est notée $\boldsymbol{X_i} = (X_i \ Y_i \ Z_i)^T$. Elle est calculée à partir des positions articulaires q_i grâce au Modèle Géométrique Direct (MGD).

Nous exprimons les coordonnées du point piloté P, centre de la plateforme mobile, dans le repère de base (R_0) par une fermeture géométrique sur la jambe j.

$$\left|\begin{array}{l} X_i = \cos(\sigma_{j,i})(-r_i + L_{1,i}\ \cos(q_{j,i}) + L_{2,i}\ \cos(\varphi_{3j,i})\cos(q_{j,i}+\varphi_{2j,i})) - L_{2,i}\ \sin(\varphi_{3j,i})\sin(\sigma_{j,i}) \\ Y_i = \sin(\sigma_{j,i})(-r_i + L_{1,i}\ \cos(q_{j,i}) + L_{2,i}\ \cos(\varphi_{3j,i})\cos(q_{j,i}+\varphi_{2j,i})) + L_{2,i}\ \sin(\varphi_{3j,i})\cos(\sigma_{j,i}) \\ Z_i = -L_{1,i}\ \sin(q_{j,i}) - L_{2,i}\ \cos(\varphi_{3j,i})\sin(q_{j,i}+\varphi_{2j,i}) \end{array}\right. \tag{2.1}$$

Nous obtenons ainsi le MGD du robot Delta i, en combinant ces équations.

$$(X_i - x_{j,i})^2 + (Y_i - y_{j,i})^2 + (Z_i - z_{j,i})^2 = L_2^2 \tag{2.2}$$

$$avec \left\{\begin{array}{l} x_{j,i} = \cos(\sigma_{j,i})\ (-r_i + L_{1,i}\ \cos(q_{j,i})) \\ y_{j,i} = \sin(\sigma_{j,i})\ (-r_i + L_{1,i}\ \cos(q_{j,i})) \\ z_{j,i} = -L_{1,i}\ \sin(q_{j,i}) \end{array}\right.$$

La solution du MGD, $\boldsymbol{X_i}$, est l'intersection des trois sphères d'équation (2.2), représentant respectivement l'espace de travail accessible par chaque jambe j considérée indépendamment, avec $q_{j,i}$ fixé. Cette intersection a deux solutions, les deux *modes d'assemblage* du robot Delta représentés sur la Figure 2.10, qui correspondent à une position haute ou basse de la plateforme.

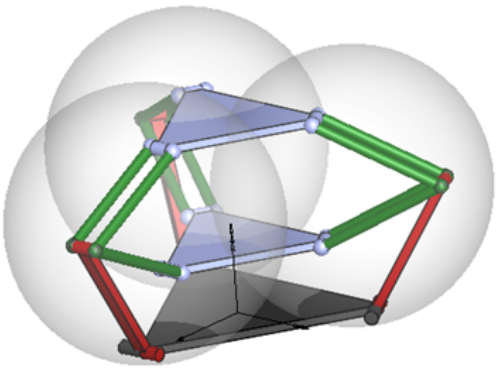


FIGURE 2.10. Modes d'assemblage du robot Delta i pour $q_i = (-60^\circ \ -60^\circ \ -60^\circ)^T$

Modèle géométrique inverse du robot Delta

Le Modèle Géométrique Inverse (MGI) du robot Delta (Eq. (2.3)) est obtenu en développant l'équation (2.2). Il évalue les coordonnées articulaires q_i nécessaires pour atteindre une position désirée $\boldsymbol{X_i}$ dans l'espace opérationnel.

$$\alpha_{j,i}\cos(q_{j,i}) + \beta_{j,i}\sin(q_{j,i}) = \gamma_{j,i} \tag{2.3}$$
$$\begin{cases} \alpha_{j,i} = 2\,L_{1,i}\,(-r_i - X_i\,\cos(\sigma_{j,i}) - Y_i\,\cos(\sigma_{j,i})) \\ \beta_{j,i} = 2\,L_{1,i}\,Z_i \\ \gamma_{j,i} = -2\,r_i\,(X_i\,\cos(\sigma_{j,i}) + Y_i\,\cos(\sigma_{j,i})) - r_i^2 - L_{1,i}^2 + L_{2,i}^2 - X_i^2 - Y_i^2 - Z_i^2 \end{cases}$$

En posant le changement de variable $t = \tan\left(\frac{q_{j,i}}{2}\right)$, le MGI devient.

$$(\gamma_{j,i} + \alpha_{j,i})\,t^2 - 2\beta_{j,i}\,t + (\gamma_{j,i} - \alpha_{j,i}) = 0 \tag{2.4}$$

La position $\boldsymbol{X_i}$ est donc atteignable si l'inégalité $h_{j,i} = \gamma_{j,i}^2 - \alpha_{j,i}^2 - \beta_{j,i}^2 \leq 0$ est vérifiée. Si cette condition est vérifiée alors le MGI admet deux solutions pour chaque coordonnée articulaire $q_{j,i}$.

$$q_{j,i} = 2\,\mathrm{atan}\left(\frac{\beta_{j,i} + \sqrt{\alpha_{j,i}^2 + \beta_{j,i}^2 - \gamma_{j,i}^2}}{\gamma_{j,i} + \alpha_{j,i}}\right) \quad ou \quad q_{j,i} = 2\,\mathrm{atan}\left(\frac{\beta_{j,i} - \sqrt{\alpha_{j,i}^2 + \beta_{j,i}^2 - \gamma_{j,i}^2}}{\gamma_{j,i} + \alpha_{j,i}}\right) \tag{2.5}$$

Ces solutions correspondent aux deux aspects de la jambe j, représentés sur la Figure 2.11, avec le coude positionné à l'intérieur ou à l'extérieur. Le MGI admet donc au total huit solutions, qui sont les huit *modes de travail* (ou *modes de fonctionnement*) du robot Delta.

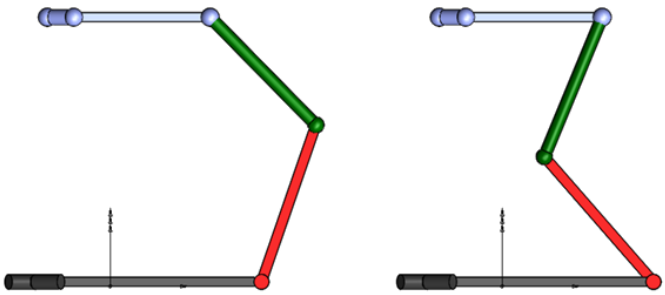


FIGURE 2.11. Modes de fonctionnement du robot Delta i pour une position $\boldsymbol{X_i}$ fixée

La condition $h_{j,i} \leq 0$ doit être vérifiée pour que le MGI admette une solution, c'est-à-dire pour qu'il existe des variables articulaires q_i permettant d'atteindre la position désirée $\boldsymbol{X_i}$ dans l'espace opérationnel. L'espace de travail du robot Delta, représentant l'ensemble des positions atteignables par la plateforme, est donc limité par l'équation de frontière $h_{j,i} = 0$. En réécrivant cette équation dans le repère local de la jambe $(R_j) = (\boldsymbol{x}_{1j,i},\ \boldsymbol{y}_{1j,i},\ \boldsymbol{Z_0})$, on obtient l'équation d'un tore. L'espace de travail du robot Delta est donné par le volume d'intersection de ces trois tores, qui apparait sur la Figure 2.12. $|h_{j,i}|$ représente la distance entre la position désirée de la plateforme $\boldsymbol{X_i}$ et la limite de l'espace de travail.

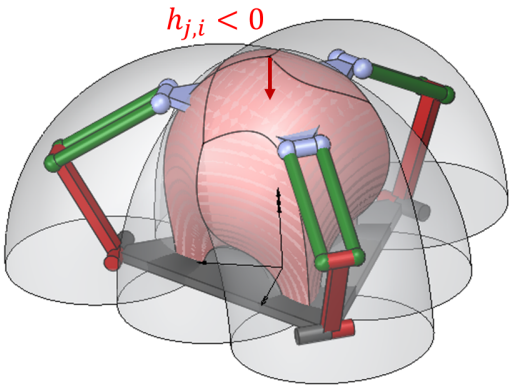


FIGURE 2.12. Espace de travail du robot Delta

Il est important de garder à l'esprit que les modèles présentés ici sont théoriques et restent valables tant que les contraintes géométriques du mécanisme sont respectées. Par exemple, le comportement attendu du robot Delta est valide si, pour chaque jambe, les axes des liaisons du parallélogramme sont parallèles, ses côtés opposés sont de taille égale, et les deux liaisons rotoïdes du bras sont parallèles. En pratique, bien que limités par le tolérancement des pièces, des défauts d'usinage et d'assemblage peuvent compromettre ces hypothèses et introduire des mouvements parasites de faibles amplitudes de l'effecteur. Nous négligeons ces défauts d'usinage et d'assemblage dans la suite mais notons qu'ils peuvent être sources d'erreurs lors de l'intégration du mécanisme réel.

2.2.2 Modèles géométriques du Delthaptic

La modélisation géométrique complète du Delthaptic est calculée à partir des modèles du robot Delta et de la mise en équation de la chaîne cinématique de l'effecteur. Cette modélisation permet de déterminer l'espace de travail de l'interface haptique et fait le lien entre la position et l'orientation de la poignée dans l'espace opérationnel et les positions des articulations actives. Nous rappelons les paramètres géométriques de la poignée sur la Figure 2.13. Il a été choisi de représenter l'orientation de la poignée à l'aide des angles d'Euler modifiés inclinaison-torsion (ϕ, θ, ψ) pour faciliter la visualisation des résultats sur l'espace de travail en rotation lors de l'analyse. Ces angles d'Euler modifiés ont une singularité en $\theta = 0$, pour laquelle l'angle ϕ est fixé arbitrairement à 0. Nous programmerons l'ensemble des modèles dans le contrôleur du prototype à l'aide d'une représentation des rotations par quaternion afin d'éviter cette singularité.

Les modèles géométriques du Delthaptic sont obtenus en exprimant les relations entre la poignée, définie par son centre I' et son axe z_p, et les deux plateformes des robots Delta.

Modèle géométrique direct du Delthaptic

Le MGD du Delthaptic permet d'exprimer la position $X = (X\ Y\ Z\ \phi\ \theta\ \psi)^T$ dans l'espace opérationnel en fonction des coordonnées articulaires $q = (q_{1,1}\ q_{2,1}\ q_{3,1}\ q_{1,2}\ q_{2,2}\ q_{3,2})^T$.

D'une part, la liaison sphérique supérieure avec la plateforme du Delta 2 mène à l'expression des coordonnées de l'axe z_p de la poignée comme fonction des angles α et β d'orientation du cardan modifié.

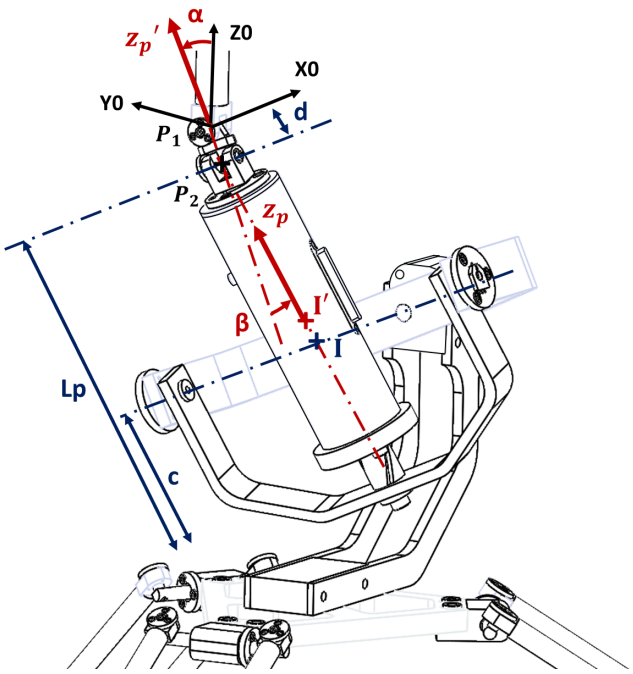


FIGURE 2.13. Paramétrage de la chaîne cinématique de la poignée

$$z_p = \begin{vmatrix} \sin(\beta)\ \cos(\sigma_{1,2}) + \sin(\alpha)\ \cos(\beta)\ \sin(\sigma_{1,2}) \\ \sin(\beta)\ \sin(\sigma_{1,2}) - \sin(\alpha)\ \cos(\beta)\ \cos(\sigma_{1,2}) \\ \cos(\beta)\ \cos(\alpha) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \sin(\theta)\ \cos(\phi) \\ \sin(\theta)\ \sin(\phi) \\ \cos(\theta) \end{vmatrix} \tag{2.6}$$

Par ailleurs, la chaîne géométrique fait le lien entre les inclinaisons α et β de la poignée et les positions des plateformes P_1 et P_2.

$$\boldsymbol{IO_2} = (L_p - c)z_p + d\ z_p' + a_2\ \boldsymbol{Z_0} = \begin{vmatrix} X_2 - X_1 \\ Y_2 - Y_1 \\ Z_2 - Z_1 - a_1 \end{vmatrix} \tag{2.7}$$

$$\Leftrightarrow \begin{vmatrix} (L_p - c)\sin(\beta) \\ -\sin(\alpha)\ ((L_p - c)\cos(\beta) + d) \\ \cos(\alpha)\ ((L_p - c)\cos(\beta) + d) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \cos(\sigma_{1,2})(X_2 - X_1) + \sin(\sigma_{1,2})(Y_2 - Y_1) \\ \cos(\sigma_{1,2})(Y_2 - Y_1) - \sin(\sigma_{1,2})(X_2 - X_1) \\ Z_2 - Z_1 - a_1 - a_2 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \end{vmatrix}$$

On obtient donc successivement α, β et L_p en fonction des positions des robots Delta $\boldsymbol{X_i}$.

$$\alpha = \operatorname{atan}\left(-\frac{C_2}{C_3}\right) \quad et \quad \beta = \operatorname{atan}\left(\frac{C_1}{\sqrt{C_2^2 + C_3^2} - d}\right) \tag{2.8}$$

$$\begin{cases} si\ \beta = 0 \quad L_p = \sqrt{C_2^2 + C_3^2} + c - d \\ sinon \qquad L_p = \dfrac{C_1}{\sin(\beta)} + c \end{cases}$$

En développant l'équation (2.6), on calcule l'orientation (ϕ, θ, ψ) de la poignée. Le MGD du Delthaptic s'exprime alors en fonction des angles α, β et de la longueur variable de la poignée L_p (Eq. (2.9)). Ces paramètres sont calculés en fonction des positions des robots Delta $\boldsymbol{X_i}$ grâce à l'équation (2.8). Enfin, les MGD des robots Delta (Eq. (2.2)) formulent les positions des plateformes mobiles $\boldsymbol{X_i}$ en fonction des coordonnées articulaires q_i.

$$\begin{cases} X = X_1 + (L_p - L_{ini})(\sin(\beta)\ \cos(\sigma_{1,2}) + \sin(\alpha)\ \cos(\beta)\ \sin(\sigma_{1,2})) \\ Y = Y_1 + (L_p - L_{ini})(\sin(\beta)\ \sin(\sigma_{1,2}) - \sin(\alpha)\ \cos(\beta)\ \cos(\sigma_{1,2})) \\ Z = Z_1 + a_1 + (L_p - L_{ini})\cos(\alpha)\cos(\beta) \\ \phi = \operatorname{atan}\left(\dfrac{\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) - \sin(\alpha)\cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2})}{\sin(\beta)\cos(\sigma_{1,2}) + \sin(\alpha)\cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2})}\right) \\ \theta = \operatorname{atan}\left(\dfrac{\sqrt{\sin(\beta)^2 + \sin(\alpha)^2\cos(\beta)^2}}{\cos(\beta)\cos(\alpha)}\right) \\ \psi = \dfrac{2\pi}{p}(L_p - L_{ini}) \end{cases} \tag{2.9}$$

Modèle géométrique inverse du Delthaptic

En réécrivant les équations de la chaîne géométrique de la poignée, le MGI du Delthaptic (Eq. (2.10)) exprime les positions des plateformes des robots Delta $\boldsymbol{X_i}$ en fonction de la position et de l'orientation dans l'espace opérationnel $X = (X\ Y\ Z\ \phi\ \theta\ \psi)^T$. On obtient alors le MGI complet du Delthaptic en combinant cette équation (2.10) avec les MGI des robots Delta (Eq. (2.3)), exprimant les positions des articulations actionnées q en fonction des positions des robots Delta dans l'espace opérationnel $\boldsymbol{X_i}$.

$$\begin{cases} X_1 = X - (L_p - L_{ini})\sin(\theta)\ \cos(\phi) \\ Y_1 = Y - (L_p - L_{ini})\sin(\theta)\ \sin(\phi) \\ Z_1 = Z - a_1 - (L_p - L_{ini})\cos(\theta) \\ X_2 = (L_p - c)\cos(\phi)\ \sin(\theta) + d\ \boldsymbol{z'_p}(1) + X1 \\ Y_2 = (L_p - c)\sin(\phi)\ \sin(\theta) + d\ \boldsymbol{z'_p}(2) + Y1 \\ Z_2 = (L_p - c)\cos(\theta) + a_1 + a_2 + d\ \boldsymbol{z'_p}(3) + Z1 \end{cases} \tag{2.10}$$

Dans cette équation du MGI, on évalue la longueur variable de la poignée L_p et l'orientation du cardan $\boldsymbol{z'_p}$ en fonction de l'orientation dans l'espace opérationnel (ϕ, θ, ψ) comme suit :

$$L_p = \frac{p}{2\pi}\ \psi + L_{ini} \tag{2.11}$$

$$\boldsymbol{z'_p} = C_{zp'} \times \left| \begin{array}{l} -\sin(\theta)\sin(\phi - \sigma_{1,2})\sin(\sigma_{1,2}) \\ \sin(\theta)\sin(\phi - \sigma_{1,2})\cos(\sigma_{1,2}) \\ \cos(\theta) \end{array} \right.$$

$$avec \quad C_{zp'} = \frac{2}{\sqrt{3 + \cos(2\theta) - 2\ \cos(2(\phi - \sigma_{1,2}))\sin(\theta)^2}}$$

2.3 Analyse cinématique et singularités

Le concept cinématique, introduit avec la nouvelle architecture parallèle couplée du Delthaptic, doit être validé par une analyse de son comportement cinématique. Nous développons successivement dans cette partie la modélisation cinématique du robot Delta et du Delthaptic. Puis le comportement cinématique et les configurations singulières du mécanisme sont analysés au regard des paramètres de la chaîne cinématique.

2.3.1 Modélisation cinématique du robot Delta

La modélisation cinématique du robot Delta a été largement étudiée dans la littérature, notamment dans [Pierrot *et al.*, 1990]. [López *et al.*, 2006] reportent un certain nombre des configurations singulières de la structure parallèle mais ne traitent pas des singularités de contrainte. Nous reviendrons sur l'ensemble des singularités du robot Delta dans la partie 2.3.3.

Le modèle cinématique du robot Delta i fait le lien entre les vitesses articulaires $\dot{q}_i$ et la vitesse de la plateforme $\dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{i}}$. En écrivant la relation cinématique de la chaîne sérielle d'une jambe j, on exprime la vitesse dans l'espace opérationnel comme la somme des contributions cinématiques du bras et du parallélogramme.

$$\begin{aligned} \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{i}} &= \boldsymbol{\omega}_{1j,i/0} \times \boldsymbol{O}_{1j,i}\boldsymbol{O}_{2j,i} + \boldsymbol{\omega}_{2j,i/0} \times \boldsymbol{O}_{2j,i}\boldsymbol{O}_{3j,i} \\ \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{i}} \cdot \boldsymbol{O}_{2j,i}\boldsymbol{O}_{3j,i} &= \dot{q}_{j,i} \cdot (\boldsymbol{O}_{1j,i}\boldsymbol{O}_{2j,i} \times \boldsymbol{O}_{2j,i}\boldsymbol{O}_{3j,i}) \end{aligned} \tag{2.12}$$

En appliquant l'équation (2.12) aux trois jambes, transportée dans le repère (R_j), on obtient le modèle cinématique du robot Delta (Eq. (2.13)). Dans ce modèle cinématique $\boldsymbol{J_i}$ est la matrice Jacobienne en translation du robot Delta, les mouvements de rotation étant bloqués par l'association des trois parallélogrammes des chaînes cinématiques. Cette matrice Jacobienne partielle présente l'intérêt d'être homogène en unité, ce qui nous permet d'utiliser des critères tels que la dextérité ou la manipulabilité pour analyser les caractéristiques cinématiques du robot Delta.

$$\boldsymbol{A_i}\dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{i}} = \boldsymbol{B_i}\dot{q}_i \;\; avec \;\; \boldsymbol{J_i} = \boldsymbol{A_i}^{-1}\boldsymbol{B_i} \tag{2.13}$$

$$où \qquad \boldsymbol{B_i} = diag(B_{1i}, B_{2i}, B_{3i}) \;\; avec \;\; B_{ji} = L1 \; \cos(\varphi_{3j,i})\sin(\varphi_{2j,i})$$

$$\boldsymbol{A_i} = \begin{pmatrix} a_{x1,i} & a_{y1,i} & a_{z1,i} \\ a_{x2,i} & a_{y2,i} & a_{z2,i} \\ a_{x3,i} & a_{y3,i} & a_{z3,i} \end{pmatrix} \; avec \; \left| \begin{array}{l} a_{xj,i} = \cos(\varphi_{3j,i})\cos(q_{j,i}+\varphi_{2j,i})\cos(\sigma_{j,i}) - \sin(\varphi_{3j,i})\sin(\sigma_{j,i}) \\ a_{yj,i} = \cos(\varphi_{3j,i})\cos(q_{j,i}+\varphi_{2j,i})\sin(\sigma_{j,i}) + \sin(\varphi_{3j,i})\cos(\sigma_{j,i}) \\ a_{zj,i} = -\cos(\varphi_{3j,i})\sin(q_{j,i}+\varphi_{2j,i}) \end{array} \right.$$

Le modèle cinématique direct, $\dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{i}} = \boldsymbol{J_i}\,\dot{q}_i$, met en lumière la présence des deux modes d'assemblage du robot Delta, la plateforme en position haute quand $det(\boldsymbol{J_i}) < 0$ et la plateforme en position basse quand $det(\boldsymbol{J_i}) > 0$.

Le robot Delta admet huit modes de fonctionnement, solutions de son modèle cinématique inverse $\dot{q}_i = \boldsymbol{J_i}^{-1}\,\dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{i}}$, en accord avec la posture de chaque jambe, interne quand $B_{ji} > 0$ ou externe quand $B_{ji} < 0$.

2.3.2 Cinématique de l'architecture complète

La modélisation cinématique du mécanisme parallèle complet est essentielle pour assurer un fonctionnement correct du système haptique. Comme pour sa modélisation géométrique, les modèles cinématiques d'une structure parallèle couplée peuvent s'écrire en associant les modèles respectifs de chaque manipulateur composant le système. Ainsi, la modélisation cinématique du Delthaptic s'obtient en considérant séparément les modèles des structures parallèles et la relation de la chaîne cinématique entre l'effecteur et les deux plateformes des robots Delta. Elle fait le lien entre la vitesse dans l'espace opérationnel $\dot{X}$ et les vitesses articulaires $\dot{q}$ de l'architecture complète.

La vitesse au centre de la poignée $\boldsymbol{V}_{I',p/0}$ est exprimée par rapport à la cinématique des articulations avec les robots Delta. La cinématique du mécanisme Gimbal, liant la poignée à la plateforme du Delta 1, mène à l'équation (2.14). La relation de la liaison 3R entre l'effecteur et la plateforme du Delta 2 est donnée par l'équation (2.15). Dans ces équations, l'indice p représente le corps de la poignée, l'indice 0 désigne le bâti, et l'indice v fait référence à la vis-à-billes.

$$\boldsymbol{V}_{I',p/0} = \boldsymbol{V}_{I',v/0} + \frac{p}{2\pi}\boldsymbol{\omega}_{p/v} = \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{1}} + \boldsymbol{\omega}_{v/0} \times \boldsymbol{II'} + \frac{p}{2\pi}\boldsymbol{\omega}_{p/v} \tag{2.14}$$

$$\boldsymbol{V}_{I',p/0} = \boldsymbol{V}_{P_2,p/0} + \boldsymbol{\omega}_{p/0} \times \boldsymbol{P_2I'} = \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{2}} + \dot{\alpha}\, \boldsymbol{x}_{11,2} \times \boldsymbol{P_1P_2} + \boldsymbol{\omega}_{p/0} \times \boldsymbol{P_2I'} \tag{2.15}$$

$$avec\ \ \dot{\alpha} = -\frac{\cos(\alpha)(\cos(\sigma_{1,2})(\dot{Y}_2 - \dot{Y}_1) - \sin(\sigma_{1,2})(\dot{X}_2 - \dot{X}_1)) + \sin(\alpha)(\dot{Z}_2 - \dot{Z}_1)}{\cos(\beta)(L_p - c) + d}$$

On déduit successivement de ces équations la vitesse angulaire (Eq. (2.16)) et la vitesse de translation (Eq. (2.17)) de la poignée dans le repère de base (R_0).

$$\begin{gathered} \boldsymbol{IP_2} \times \boldsymbol{\omega}_{p/0} = \dot{L}_p \cdot \boldsymbol{z_p} + \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{1}} - (\dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{2}} + \dot{\alpha}\, \boldsymbol{x}_{11,2} \times \boldsymbol{P_1P_2}) = \boldsymbol{V_0} \\ donc\ \ \boldsymbol{\omega}_{p/0} = \boldsymbol{\omega}^{\boldsymbol{0}}_{p/0} + \frac{2\pi}{p}\, \dot{L}_p\, \boldsymbol{z_p}\ \ avec\ \ \boldsymbol{\omega}^{\boldsymbol{0}}_{p/0} = \frac{\boldsymbol{V_0} \times \boldsymbol{IP_2}}{\| \boldsymbol{IP_2} \|^2} \end{gathered} \tag{2.16}$$

$$\begin{gathered} \boldsymbol{V}_{I',p/0} = \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{1}} + \boldsymbol{\omega}_{v/0} \times (L_p - L_{ini}) \cdot \boldsymbol{z_p} + \dot{L}_p \cdot \boldsymbol{z_p} \\ où\ \ \dot{L}_p = (\dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{2}} + \dot{\alpha}\, \boldsymbol{x}_{11,2} \times \boldsymbol{P_1P_2} - \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{1}}) \cdot \boldsymbol{z_p} \end{gathered} \tag{2.17}$$

On évalue alors la vitesse dans l'espace opérationnel en incorporant les modèles cinématiques des robots Delta.

$$\dot{X} = \begin{pmatrix} \boldsymbol{V}_{I',p/0} \\ \boldsymbol{\omega}_{p/0} \end{pmatrix} = \left| \begin{array}{l} \left.\begin{pmatrix} J_{x1} \\ J_{y1} \\ J_{z1} \end{pmatrix} \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{1}} + \begin{pmatrix} J_{x2} \\ J_{y2} \\ J_{z2} \end{pmatrix} \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{2}} \right\} vitesse\ linéaire \\ \left.\begin{pmatrix} J_{\omega x1} \\ J_{\omega y1} \\ J_{\omega z1} \end{pmatrix} \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{1}} + \begin{pmatrix} J_{\omega x2} \\ J_{\omega y2} \\ J_{\omega z2} \end{pmatrix} \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{2}} \right\} vitesse\ angulaire \end{array} \right. \tag{2.18}$$

$$\dot{X} = \begin{pmatrix} J_{x1} & J_{x2} \\ J_{y1} & J_{y2} \\ J_{z1} & J_{z2} \\ J_{\omega x1} & J_{\omega x2} \\ J_{\omega y1} & J_{\omega y2} \\ J_{\omega z1} & J_{\omega z2} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \dot{\mathbf{X}}_1 \\ \dot{\mathbf{X}}_2 \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} J_{c1} & J_{c2} \end{pmatrix}}_{J_c} \times \begin{pmatrix} \mathbf{A_1}^{-1}\mathbf{B_1} & zeros(3,3) \\ zeros(3,3) & \mathbf{A_2}^{-1}\mathbf{B_2} \end{pmatrix} \times \dot{q}$$

On décrit ainsi le modèle cinématique de l'architecture parallèle couplée complète avec l'équation (2.19).

$$\dot{X} = \mathbf{J}\,\dot{q} \tag{2.19}$$

$$avec \quad \dot{X} = \begin{pmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \\ \dot{Z} \\ \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{pmatrix} \; ; \; \dot{q} = \begin{pmatrix} \dot{q}_{11,1} \\ \dot{q}_{12,1} \\ \dot{q}_{13,1} \\ \dot{q}_{11,2} \\ \dot{q}_{12,2} \\ \dot{q}_{13,2} \end{pmatrix} \quad et \quad \mathbf{J} = \mathbf{J_c} \times \begin{pmatrix} \mathbf{J_1} & 0 \\ 0 & \mathbf{J_2} \end{pmatrix}$$

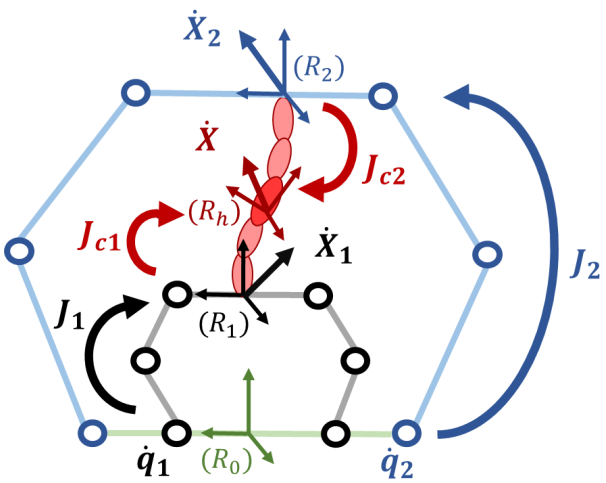


FIGURE 2.14. Modélisation cinématique du Delthaptic

Une structure parallèle couplée a donc un modèle cinématique relativement simple, qui s'exprime en fonction des modèles de chaque chaîne cinématique qui la compose. Le modèle cinématique du Delthaptic s'écrit directement comme une fonction des matrices Jacobiennes des deux robots Delta $\mathbf{J_i}$ et d'une matrice Jacobienne de couplage $\mathbf{J_c}$. Cette matrice de couplage décrit la cinématique des deux chaînes sérielles liant l'effecteur aux deux plateformes des robots Delta et est détaillée en Annexe A. Cette modélisation est schématisée sur la Figure 2.14, représentant l'ensemble des matrices Jacobiennes nécessaires au calcul du modèle cinématique complet.

2.3.3 Configurations singulières

Le concept cinématique introduit avec la nouvelle architecture parallèle couplée est étudié vis-à-vis de ses configurations singulières. Pour cela, nous analysons la cinématique du Delthaptic et identifions les singularités du mécanisme en fonction des paramètres géométriques.

La structure parallèle complète du Delthaptic rencontre une configuration singulière sérielle lorsque le déterminant de la matrice Jacobienne $\boldsymbol{J}$ s'annule et une configuration singulière parallèle lorsque le déterminant de la matrice Jacobienne inverse $\boldsymbol{J}^{-1}$ est égal à zéro.

$$det(\boldsymbol{J}) = det(\boldsymbol{J_c}) \times det(\boldsymbol{J_1}) \times det(\boldsymbol{J_2}) \tag{2.20}$$

$$det(\boldsymbol{J}^{-1}) = det(\boldsymbol{J_1}^{-1}) \times det(\boldsymbol{J_2}^{-1}) \times det(\boldsymbol{J_c}^{-1}) \tag{2.21}$$

Les équations (2.20) et (2.21) montrent que les singularités du dispositif haptique sont directement les singularités des différents composants de la structure, les deux robots Delta et la chaîne cinématique de l'effecteur.

Configurations singulières sérielles

Les singularités sérielles sont les configurations singulières du modèle cinématique inverse et apparaissent lorsque la matrice Jacobienne $\boldsymbol{J}$ devient singulière. Ces configurations s'observent lorsque $det(\boldsymbol{J_i}) = 0$, ce qui équivaut à $det(\boldsymbol{B_i}) = 0$ d'après le modèle cinématique du robot Delta (Eq.(2.13)), et lorsque $det(\boldsymbol{J_c}) = 0$.

Nous montrons en analysant le déterminant de la matrice Jacobienne de couplage $det(\boldsymbol{J_c})$ que la chaîne cinématique de l'effecteur, composée du mécanisme Gimbal et de la structure 3R, comporte deux singularités sérielles lorsque $\alpha = 0$ et $\beta = \pm\pi/2$. En effet, dans ces configurations, illustrées sur la Figure 2.15, les axes de rotation de la première et de la dernière liaisons rotoïdes du mécanisme 3R sont parallèles, ce qui mène à une rotation non contrôlable du cardan autour de l'axe de la poignée. Un choix judicieux de l'orientation du cardan modifié, telle que son axe de rotation supérieur (rotation d'angle α) soit parallèle à l'axe $\boldsymbol{X_0}$ (cf. Fig. 2.13), permet de placer ces configurations singulières pour des orientations de la poignée $(\phi,\ \theta) = (0, \pi/2)$ *et* $(\pi, \pi/2)$. Le mouvement d'adduction-abduction du poignet humain étant limité à une amplitude maximale de 45°, nous assurons que ces configurations singulières de la chaîne cinématique de l'effecteur ne seront jamais atteintes par l'utilisateur dans l'espace opérationnel.

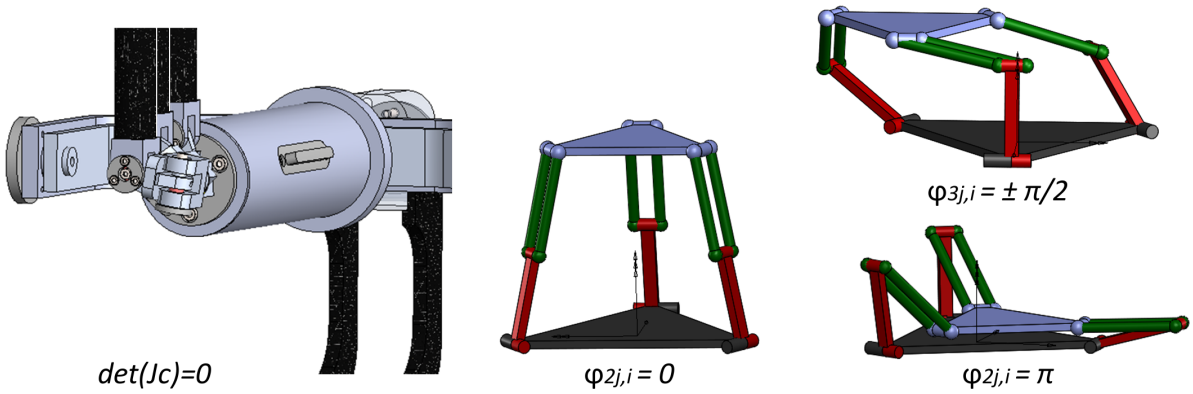


FIGURE 2.15. Configurations singulières sérielles du Delthaptic

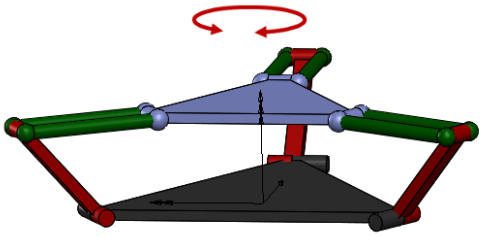
Les robots Delta souffrent de singularités sérielles lorsque $det(\boldsymbol{B_i}) = 0$, configurations dans lesquelles la mobilité du mécanisme est limitée suivant une direction. Ces configurations se

produisent lorsque $\varphi_{2j,i} = 0$ *ou* π, quand une jambe du robot Delta est complètement tendue ou pliée, et lorsque $\varphi_{3j,i} = \pm\pi/2$, si le parallélogramme est complètement plié sur lui-même. Elles sont représentées sur la Figure 2.15.

Configurations singulières parallèles

Les configurations singulières parallèles apparaissent dans le modèle cinématique direct, quand la matrice Jacobienne inverse $\boldsymbol{J}^{-1}$ est singulière. Les singularités parallèles rencontrées par le système sont uniquement celles des robots Delta lorsque $det(\boldsymbol{J_i}^{-1}) = 0$, c'est-à-dire lorsque $det(\boldsymbol{A_i}) = 0$ (Eq. (2.13)).

Le déterminant de $\boldsymbol{A_i}$ s'annule si $\varphi_{3j,i} = \pm\pi/2 \ \ \forall\ j$, quand l'ensemble des parallélogrammes sont complètement pliés sur eux-même, ce qui est redondant avec la singularité sérielle montrée plus haut. Il s'annule également si $(q_{j,i} + \varphi_{2j,i}) = 0$ *ou* $\pi \ \ \forall\ j$, c'est-à-dire si les trois parallélogrammes sont dans le plan de la plateforme, position pour laquelle la plateforme peut tourner autour de l'axe Z_0. Cette configuration singulière parallèle est représentée sur la Figure 2.16.



$(q_{j,i} + \varphi_{2j,i}) = \pi \ \ \forall\ j$

FIGURE 2.16. Configuration singulière parallèle du robot Delta

Singularités de contrainte

[Zlatanov *et al.*, 2002] montrent l'existence de configurations singulières dans lesquelles un mécanisme parallèle, avec au moins un degré de liberté contraint, gagne une mobilité instantanée. Ces singularités, dites *singularités de contrainte*, apparaissent lorsque le système des contraintes cinématiques, imposées par l'assemblage des jambes dans l'architecture parallèle, perd un rang et n'assure plus le mouvement attendu de l'effecteur. Ces configurations singulières sont observées en écrivant la matrice Jacobienne complète du mécanisme parallèle contraint, c'est-à-dire en considérant également les mouvements contraints de l'effecteur dans l'équation cinématique [Merlet, 2006]. Elles peuvent également être déterminées en comparant les contraintes internes et le torseur des efforts appliqués à la plateforme [Zoppi *et al.*, 2003].

Le robot Delta est un mécanisme parallèle contraint, puisque l'association des trois parallélogrammes limite les mouvements de la plateforme à trois translations et bloque ses mouvements de rotation. Nous avons choisi de considérer la matrice Jacobienne partielle du robot Delta dans notre analyse cinématique, puisqu'elle présente l'intérêt d'être homogène en unité. Cependant, il est nécessaire d'analyser le système de contraintes afin d'assurer qu'il reste toujours valide le long de l'espace de travail.

La fermeture cinématique du parallélogramme de la jambe j entraîne la contrainte de mouvement $\boldsymbol{\omega}_{P/1j,i} \cdot z_{2j,i} = 0$ où P désigne la plateforme et $1j$ le bras.

On en déduit l'équation de contrainte cinématique du parallélogramme écrite au niveau de l'effecteur :

$$\begin{aligned}
&\boldsymbol{\omega}_{P/0,i} \cdot \boldsymbol{z}_{2j,i} = (\boldsymbol{\omega}_{P/1j,i} + \boldsymbol{\omega}_{1j/0,i}) \cdot \boldsymbol{z}_{2j,i} = \boldsymbol{\omega}_{1j/0,i} \cdot \boldsymbol{z}_{2j,i} \\
&Or \;\; \boldsymbol{\omega}_{1j/0,i} = \dot{q}_{j,i}\, \boldsymbol{y}_{1j,i} = \dot{q}_{j,i}\, \boldsymbol{y}_{2j,i} \perp \boldsymbol{z}_{2j,i} \\
&Donc \;\; \boldsymbol{\omega}_{P/0,i} \cdot \boldsymbol{z}_{2j,i} = 0
\end{aligned} \tag{2.22}$$

La combinaison de l'équation de contrainte (2.22), appliquée aux trois jambes du robot Delta, implique la contrainte de mouvement de l'effecteur $\boldsymbol{\omega}_{P/0,i} = 0$, à condition qu'aucun des parallélogrammes ne soit parallèle ($z_{21,i} \nparallel z_{22,i} \nparallel z_{23,i}$). Le robot Delta admet donc trois singularités de contrainte, survenant lorsque deux des parallélogrammes se trouvent dans le plan de la plateforme, comme démontré par l'équation (2.23).

$$\begin{aligned}
&\boldsymbol{z}_{2j,i} \parallel \boldsymbol{z}_{2(j+1),i} \quad ie \quad (q_{j,i} + \varphi_{2j,i}) = (q_{(j+1),i} + \varphi_{2(j+1),i}) = 0 \; ou \; \pi \\
&\Leftrightarrow \;\; det(\boldsymbol{C_i}) = 0 \;\; with \;\; \boldsymbol{C_i} = (z_{21,i} \; z_{22,i} \; z_{23,i})
\end{aligned} \tag{2.23}$$

Lorsque le mécanisme parallèle est dans une configuration singulière de contrainte, le mouvement de sa plateforme n'est plus uniquement limité à des translations mais gagne une mobilité en rotation, illustrée par la Figure 2.17.

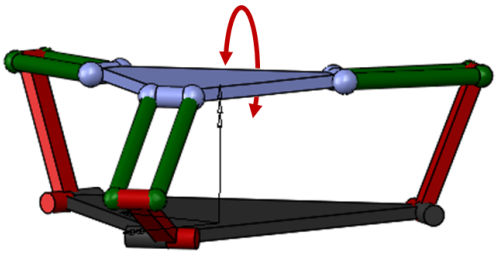


FIGURE 2.17. Configuration singulière de contrainte du robot Delta

2.4 Modèle dynamique inverse du Delthaptic

Le modèle dynamique inverse du Delthaptic est essentiel pour fournir le retour d'effort souhaité au niveau de l'effecteur via les articulations actives. Il permet également d'envisager et de simuler des stratégies de commande pour l'application haptique. Le comportement dynamique du système est étudié dans cette partie. Il sera utilisé dans la suite de la conception pour choisir un actionnement adapté et caractériser les performances dynamiques du dispositif haptique conçu.

Des solutions génériques sont proposées dans la littérature pour l'écriture du modèle dynamique d'un robot parallèle [Khalil et Ibrahim, 2007]. La dynamique d'un système parallèle peut facilement être exprimée comme la somme des effets dynamiques des différentes chaînes sérielles et de l'effecteur, grâce à la théorie de l'objet augmenté présentée dans [Chang *et al.*, 2000].

L'architecture du Delthaptic est l'association en parallèle de deux robots Delta à la poignée via deux chaînes cinématiques sérielles. Un schéma d'équivalence dynamique du dispositif haptique est proposé en Figure 2.18. Il constitue le fondement des calculs dynamiques qui vont suivre. Le

modèle dynamique complet du Delthaptic est directement exprimé en fonction de la dynamique de chaque robot Delta, de la dynamique du mécanisme gyroscopique à 2 ddl, de la dynamique de la chaîne 3R liant l'effecteur à la plateforme du Delta 2, et enfin de la dynamique de la poignée. Nous négligeons les frottements dans l'évaluation de ces modèles dynamiques. Ils seront identifiés expérimentalement dans le chapitre 4 de ce document.

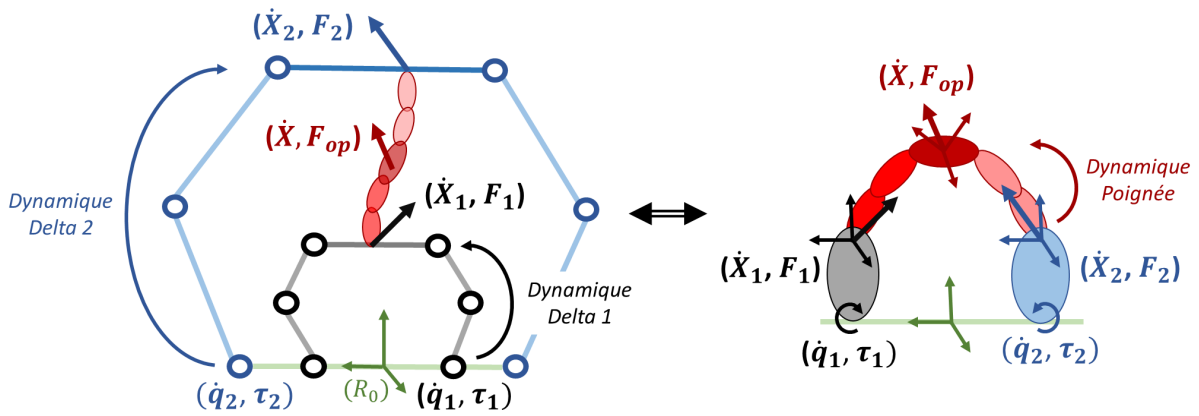


FIGURE 2.18. Modélisation dynamique du Delthaptic

Modèle dynamique du robot Delta

La modélisation dynamique du robot Delta i permet d'exprimer la relation entre l'effort effectif $\boldsymbol{F_i}$ fourni par sa plateforme et les couples articulaires $\boldsymbol{\tau_i}$. Cette relation est donnée dans l'espace opérationnel du robot Delta par l'équation (2.24), où $\boldsymbol{\Lambda} D_i = \sum \boldsymbol{\Lambda}_{j,i} + \boldsymbol{\Lambda}_{P_i}$ décrit les effets inertiels, $\boldsymbol{\mu}_{D_i} = \sum \boldsymbol{\mu}_{j,i} + \boldsymbol{\mu}_{P_i}$ représente les effets centrifuges et de Coriolis, et $\boldsymbol{p}_{D_i} = \sum \boldsymbol{p}_{j,i} + \boldsymbol{p}_{P_i}$ est le terme de gravité des trois jambes $\boldsymbol{j,i}$ et de la plateforme $\boldsymbol{P_i}$.

$$\boldsymbol{\tau_i} = \boldsymbol{J_i^T} \left(\boldsymbol{\Lambda}_{D_i} \ddot{X}_i + \boldsymbol{\mu}_{D_i} + \boldsymbol{p}_{D_i} + \boldsymbol{F_i}\right) \tag{2.24}$$

L'équation dynamique de la jambe j (Eq. (2.25)) est calculée grâce au formalisme de Lagrange. Les effets dynamiques de la plateforme P_i sont évalués grâce à l'équation (2.26). L'ensemble des termes de l'équation dynamiques sont détaillés en Annexe B.

$$\begin{gathered} \boldsymbol{\tau}_{j,i} = \frac{d}{dt}\left(\frac{\partial L_{j,i}}{\partial \dot{q}_{j,i}}\right) - \frac{\partial L_{j,i}}{\partial q_{j,i}} \\ \boldsymbol{\tau}_{j,i} = \boldsymbol{A}_{j,i}\, \ddot{q}_{j,i} + \boldsymbol{b}_{j,i} + \boldsymbol{G}_{j,i} \\ d'où \;\; \boldsymbol{\Lambda}_{j,i} = \boldsymbol{J}_{j,i}^{-T}\, \boldsymbol{A}_{j,i}\, \boldsymbol{J}_{j,i}^{-1} \;\; ; \;\; \boldsymbol{p}_{j,i} = \boldsymbol{J}_{j,i}^{-1}\, \boldsymbol{G}_{j,i} \;\; et \;\; \boldsymbol{\mu}_{j,i} = \boldsymbol{J}_{j,i}^{-1}\, \boldsymbol{b}_{j,i} - \boldsymbol{\Lambda}_{j,i}\, \dot{\boldsymbol{J}}_{j,i}\, \dot{q}_{j,i} \end{gathered} \tag{2.25}$$

$$\boldsymbol{F}_{P_i} = \boldsymbol{\Lambda}_{P_i} \ddot{X}_i + \boldsymbol{\mu}_{P_i} + \boldsymbol{p}_{P_i} \tag{2.26}$$

Modèle dynamique de la poignée

La poignée du Delthaptic est couplée en parallèle aux deux plateformes des robots Delta. Pour fournir le retour en effort désiré $\boldsymbol{F_{op}}$ et compenser les effets dynamiques de la chaîne cinématique

de l'effecteur, chaque robot Delta i doit appliquer une effort $\boldsymbol{F_i}$ dans son espace opérationnel (Eq. (2.27)).

$$\begin{pmatrix} \boldsymbol{F_1} \\ \boldsymbol{F_2} \end{pmatrix} = \boldsymbol{J_c}^T \left(\boldsymbol{\Lambda_H}\, \ddot{X} + \boldsymbol{\mu_H} + \boldsymbol{p_H} + \boldsymbol{F_{op}}\right) \tag{2.27}$$

Cette équation (2.27) représente la dynamique de l'effecteur du Delthaptic. $\boldsymbol{\Lambda_H} = \boldsymbol{\Lambda_p} + \boldsymbol{\Lambda_u} + \boldsymbol{\Lambda_g}$ est la matrice de l'énergie cinétique, $\boldsymbol{\mu_H} = \boldsymbol{\mu_p} + \boldsymbol{\mu_u} + \boldsymbol{\mu_g}$ désigne les effets centrifuges et de Coriolis, et $\boldsymbol{p_H} = \boldsymbol{p_p} + \boldsymbol{p_u} + \boldsymbol{p_g}$ représente les effets de la gravité de la poignée p, de la chaîne sérielle 3R supérieure u et du mécanisme Gimbal inférieur g. Ces termes dynamiques de l'effecteur sont détaillés en Annexe B.

Modèle dynamique du Delthaptic

Le modèle dynamique du Delthaptic vise à calculer les couples articulaires $\boldsymbol{\tau}$ nécessaires pour fournir un retour en effort donné dans l'espace opérationnel $\boldsymbol{F_{op}}$, en tenant compte de l'ensemble des effets dynamiques de l'architecture parallèle couplée.

En combinant les équations dynamiques des robots Delta (Eq. (2.24)) et de l'effecteur (Eq. (2.27)), on obtient le modèle dynamique inverse du Delthaptic, dans son espace opérationnel, tel que formulé par l'équation (2.28).

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{J}^T\, \boldsymbol{F_\oplus} \;\; où \;\; \boldsymbol{F_\oplus} = \boldsymbol{\Lambda_\oplus}\, \ddot{X} + \boldsymbol{\mu_\oplus} + \boldsymbol{p_\oplus} + \boldsymbol{F_{op}} \tag{2.28}$$

$$avec \qquad \boldsymbol{\Lambda_\oplus} = \boldsymbol{\Lambda_H} + \underbrace{\boldsymbol{J_c}^{-T} \begin{pmatrix} \boldsymbol{\Lambda_{D_1}} & 0 \\ 0 & \boldsymbol{\Lambda_{D_2}} \end{pmatrix} \boldsymbol{J_c}^{-1}}_{\boldsymbol{\Lambda_D^\oplus}}$$

$$\boldsymbol{\mu_\oplus} = \boldsymbol{\mu_H} + \boldsymbol{J_c}^{-T} \begin{pmatrix} \boldsymbol{\mu_{D_1}} \\ \boldsymbol{\mu_{D_2}} \end{pmatrix} - \boldsymbol{\Lambda_D^\oplus}\, \dot{\boldsymbol{J}}_c \begin{pmatrix} \dot{\boldsymbol{X}}_1 \\ \dot{\boldsymbol{X}}_2 \end{pmatrix}$$

$$\boldsymbol{p_\oplus} = \boldsymbol{p_H} + \boldsymbol{J_c}^{-T} \begin{pmatrix} \boldsymbol{p_{D_1}} \\ \boldsymbol{p_{D_2}} \end{pmatrix}$$

Cette modélisation dynamique du Delthaptic permet, d'une part, d'exprimer la relation entre l'effort appliqué à l'opérateur et les couples des articulations actives, et d'autre part, de caractériser les effets inertiels, centrifuges, de Coriolis et de la gravité du mécanisme complet dans l'espace opérationnel du dispositif haptique.

Le modèle dynamique inverse du Delthaptic est également exprimé dans l'espace articulaire, pour le dimensionnement de l'actionnement.

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{A_\oplus}\, \ddot{q} + \boldsymbol{b_\oplus} + \boldsymbol{G_\oplus} + \boldsymbol{J}^T\, \boldsymbol{F_{op}} \tag{2.29}$$

$$avec \;\; \boldsymbol{A_\oplus} = \boldsymbol{J}^T \boldsymbol{\Lambda_\oplus}\, \boldsymbol{J} \;\; ; \;\; \boldsymbol{G_\oplus} = \boldsymbol{J}^T\, \boldsymbol{p_\oplus} \;\; et \;\; \boldsymbol{b_\oplus} = \boldsymbol{J}^T \left(\boldsymbol{\mu_\oplus} + \boldsymbol{\Lambda_\oplus}\, \dot{\boldsymbol{J}}\, \dot{q}\right)$$

Chapitre 3

Optimisation multicritère du mécanisme

Sommaire

3.1 Synthèse dimensionnelle sous critères cinématiques 46

3.1.1 Des optimisations sous critères cinématiques, une revue de littérature 46

3.1.2 Formulation du problème d'optimisation multiobjectif 52

3.1.3 Sélection de paramètres géométriques initiaux 57

3.2 Choix des actionneurs et des systèmes de transmission 59

3.2.1 Procédure de sélection 59

3.2.2 Capacité statique nécessaire en effort 61

3.2.3 Performances dynamiques exigées 63

3.2.4 Sélection de l'actionnement 65

3.3 Optimisation globale de la dynamique du Delthaptic 69

3.3.1 Des indices de performances dynamiques, un état de l'art 69

3.3.2 Processus d'optimisation multicritère 71

3.3.3 Ajustement des paramètres géométriques et de l'actionnement 73

Une nouvelle architecture parallèle couplée a été introduite et modélisée dans le chapitre précédent. Elle présente des spécificités primordiales pour la réalisation d'une interface haptique. Il est cependant nécessaire d'optimiser le dispositif pour vérifier les contraintes de conception et maximiser ses performances vis-à-vis de l'application haptique visée. Ce processus d'optimisation a pour objectif de fixer l'ensemble des caractéristiques du mécanisme, aussi bien ses paramètres structurels que ses composants d'actionnement et de transmission. Différents critères de performances sont optimisés, et sont associés au choix des paramètres de conception du système haptique. Ces critères objectifs peuvent être mutuellement dépendants et le nombre important de paramètres mène à un problème d'optimisation complexe et couteux en calculs. En accord avec la stratégie de conception proposée dans le chapitre 1, le dispositif haptique optimal est édifié au terme d'un processus itératif d'optimisation, constitué de trois phases : une synthèse dimensionnelle de la structure suivant des critères cinématiques, un choix des actionneurs et des systèmes de transmission répondant aux performances dynamiques souhaitées, et une optimisation dynamique multiobjectif du mécanisme complet ajustant l'ensemble des paramètres de conception pour créer une solution optimale.

3.1 Synthèse dimensionnelle sous critères cinématiques

La première phase du processus d'optimisation vise à définir des paramètres géométriques initiaux pour la structure, permettant d'assurer le comportement cinématique attendu pour le dispositif haptique. Cette synthèse dimensionnelle mène au développement d'une architecture vérifiant les contraintes de conception, telles que l'espace de travail, le choix de modes de travail et d'assemblage, et optimisant des performances cinématiques de l'interface. Cette partie fait un état de l'art des problèmes d'optimisations multicritères cinématiques de systèmes polyarticulés, puis présente la stratégie d'optimisation mise en oeuvre et les résultats obtenus pour les paramètres géométriques du Delthaptic.

3.1.1 Des optimisations sous critères cinématiques, une revue de littérature

La synthèse de mécanisme fait l'objet de nombreuses études dans la littérature. Nous nous intéressons dans ce paragraphe aux méthodes d'optimisations multiobjectifs de systèmes polyarticulés. Nous nous concentrons plus particulièrement sur les optimisations sous critères cinématiques et établissons une revue des critères de performances couramment employés pour évaluer le comportement cinématique d'une structure.

3.1.1.1 Des procédures d'optimisations multicritères et multiparamètres

La synthèse de mécanisme est un processus complexe qui implique l'optimisation de nombreux paramètres dimensionnelles en accord avec différentes contraintes et objectifs. La réalisation d'un système polyarticulé optimal repose sur la fusion de plusieurs objectifs de conception, pouvant être conflictuels les uns avec les autres. Ces fonctions objectifs sont souvent non linéaires vis-à-vis des paramètres, et peuvent mener à des problèmes d'optimisation non convexes. C'est pourquoi des algorithmes d'optimisation classiques, comme des descentes de Gradient ou des méthodes de Newton-Raphson, ne sont pas adaptés pour résoudre de tels problèmes d'optimisations multicritères et multiparamètres.

Une des principales difficultés du processus d'optimisation dimensionnelle d'un système est de traiter correctement l'ensemble des objectifs de conception. Cela implique, d'une part, de formuler

un problème d'optimisation cohérent avec les exigences du mécanisme, et d'autre part, de trouver une solution optimale vis-à-vis de ces objectifs parfois contradictoires. Trouver cette solution optimale, comme un compromis idéal entre toutes les fonctions objectifs, représente un véritable challenge. Plusieurs méthodes sont proposées dans la littérature pour gérer les optimisations multiobjectifs.

Une première approche consiste à optimiser successivement un seul des objectifs visés et à comparer les solutions optimales obtenues à l'issue de ces différentes optimisations. Cette approche permet de connaitre les solutions optimales pour chaque fonction objectif indépendamment des autres. Cependant, elle ne tient pas compte des interactions entre les différentes fonctions objectifs. Aussi le choix d'une solution, en accord avec ces résultats d'optimisation à simple objectif, est ardu et subjectif. Une analyse de l'évolution des objectifs en fonction des paramètres de conception est alors nécessaire pour choisir une solution qui ne détériore pas involontairement une des performances du système.

Pour gérer simultanément l'ensemble des critères de performances à optimiser, une stratégie consiste à construire une unique fonction coût comme somme pondérée des différentes exigences : $C = \sum w_i \ f_i$. Cette fonction coût est ensuite minimisée pour obtenir les paramètres géométriques optimaux. Cette méthode possède l'avantage de mener à une unique solution pour le problème d'optimisation multiobjectif. Mais, elle requière un choix approprié des poids w_i, cohérent avec l'ordre de grandeur et la priorité des objectifs associés. Ce choix est l'objet d'analyses antérieures au processus d'optimisation, basées sur des méthodes telles que des plans d'expérience. L'optimisation d'une telle somme pondérée peut également mener à des optimums locaux ou même ne pas donner de solution probante si les objectifs inclus varient dans des directions parfaitement opposées en fonction des paramètres de conception [Stoughton et Arai, 1993].

L'approche la plus robuste pour répondre à ces objectifs multiples est de chercher non pas une solution idéale au problème d'optimisation, mais un domaine de solutions optimales. Ce domaine représente l'ensemble des solutions offrant un compromis optimal vis-à-vis des objectifs et ne détériorant aucun des critères de performances désirés. Le front de Pareto [Van Veldhuizen et Lamont, 1998] est une représentation courante de ce domaine de solutions optimales. Ce front représente l'ensemble des solutions non dominées, c'est-à-dire des solutions pour lesquelles aucune fonction objectif ne peut être améliorée sans en détériorer une autre. [Hao et Merlet, 2005] utilisent une approche par analyse d'intervalles pour déterminer des espaces de paramètres satisfaisant un des objectifs de conception. L'intersection de ces différentes "boîtes" de paramètres constitue le domaine des solutions vérifiant l'ensemble des objectifs d'optimisation. Cependant, cette méthode nécessite de quantifier des seuils de validité pour l'ensemble des exigences de conception. Ce seuil est implicite pour les contraintes de conception mais sa définition peut s'avérer délicate pour des critères de performances à maximiser. [Liu et Wang, 2007] présentent une méthode d'optimisation cinématique de mécanismes parallèles basée sur des diagrammes de performances, représentations des fonctions objectifs dans l'espace des paramètres de conception normalisés. Le domaine des solutions optimales est obtenu par intersection des différents diagrammes de performances. Néanmoins, cette méthode n'est appropriée que pour l'optimisation d'un nombre limité de paramètres, au delà duquel les diagrammes de performances ne peuvent plus être représentés et interprétés graphiquement. Une illustration de ces différentes représentations du domaine de solutions optimales vis-à-vis de deux objectifs est montrée sur la Figure 3.1.

L'architecture du Delthaptic comporte un nombre important de paramètres de conception et nous cherchons à maximiser plusieurs critères de performances pour lesquelles il est difficile de fixer un seuil de validité. C'est pourquoi, il est choisi d'obtenir le domaine des solutions optimales

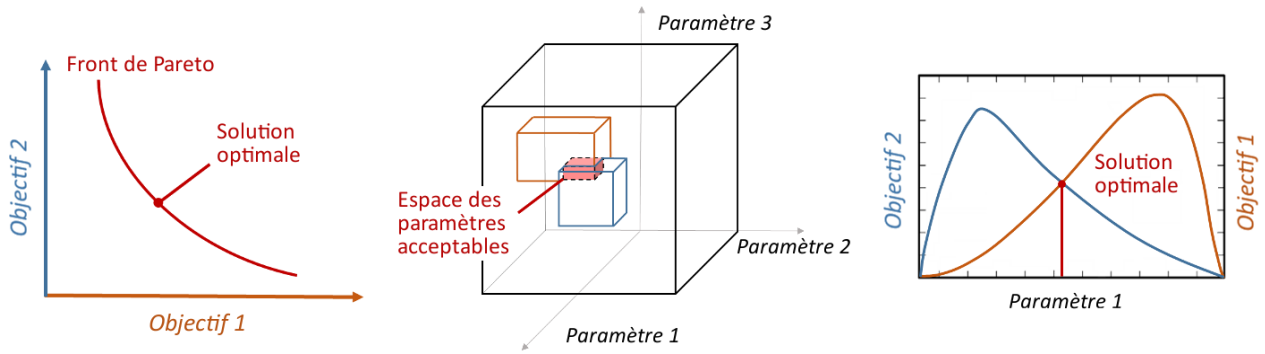


FIGURE 3.1. Domaines de solutions d'une optimisation bi-objective : Front de Pareto, espace des paramètres acceptables, diagrammes de performances

sous la forme d'un front de Pareto.

Plusieurs algorithmes évolutionnaires d'optimisation multicritère peuvent être employés pour obtenir ce front de Pareto. Les algorithmes sur Pareto peuvent être basés sur des méthodes non élitistes, qui ne conservent pas les individus Pareto-optimaux à chaque génération et sont donc plus lents à converger, ou sur des méthodes élitistes. Parmi les méthodes non élitistes les plus courantes, l'algorithme génétique multiobjectif (MOGA) [Murata et Ishibuchi, 1995] fait évoluer une population initiale aléatoire de vecteurs de paramètres, par croisement et mutation, relativement aux valeurs des fonctions de pertinence (fitness) de chaque individu. Les individus de la population sont ordonnés en fonction du nombre d'individus les dominant. La sélection des individus pour la population suivante se fait usuellement en conservant les meilleurs de tournois succesifs, c'est-à-dire les moins dominés parmi des sous-ensembles aléatoirement constitués. L'algorithme génétique de tri non-dominé (NSGA) [Srinivas et Deb, 1994] opère de manière analogue sur des sous-groupes de la population, formés en fonction du degré de domination des individus. Pour accélérer le processus d'optimisation, le Niched Pareto Genetic Algorithm (NPGA) [Horn *et al.*, 1994] procède à la sélection en ne conservant le meilleur individu de chaque tournoi que s'il n'est pas dominé par un autre dans un ensemble de comparaison.

Les méthodes élitistes archivent les individus non dominés à chaque génération dans une population externe. Cette archive est réinjectée avec les individus sélectionnés avant l'évolution de la population vers la suivante. C'est le fonctionnement adopté par l'algorithme évolutionnaire Strenght Pareto Evolutionnary Algorithm (SPEA) [Zitzler et Thiele, 1998] et par son évolution SPEA-2 [Zitzler *et al.*, 2001] qui améliore le calcul de la pertinence des individus, le processus de sélection et introduit des techniques de troncature de l'archive. La stratégie d'évolution (1+1) employée par l'algorithme Pareto Archived Evolution Strategy (PAES) [Knowles et Corne, 1999] compare les individus un à un pour ne conserver que les élites. L'archive constitue un ensemble de comparaison externe lorsque la sélection entre deux individus est impossible. Cet algorithme met en oeuvre une technique de crowding en découpant l'espace des objectifs en hypercubes. Ce même découpage en hypercubes régit la sélection des individus et la mise à jour de l'archive pour le Pareto Envelope based Selection Algorithm (PESA) [Corne *et al.*, 2000]. En effet, la mesure d'encombrement de chaque hypercube permet de ne conserver que les individus des zones les moins denses et d'atteindre une plus grande diversité dans la population suivante. Cette méthode est perfectionnée avec l'algorithme PESA-II [Corne *et al.*, 2001], qui opère directement sur les hypercubes et conserve ensuite aléatoirement un individu dans chaque hypercube sélectionné. Cette évolution améliore la vitesse de convergence de l'algorithme et se montre plus efficace à répartir les solutions sur le front

de Pareto. Enfin, le NSGA-II [Deb *et al.*, 2002] améliore nettement les performances du NSGA en incorporant une approche élitiste et une technique de crowding. Les algorithmes NSGA-II, PESA-II et SPEA-2 sont parmi les plus performants et les plus rapides pour l'optimisation multicritère par Pareto. Le NSGA-II semble être le plus efficace pour minimiser les fonctions objectifs. Les algorithmes PESA-II et SPEA-2 mènent à un domaine de solutions optimales plus vaste, proposant un choix plus varié au concepteur.

Nous choisissons d'employer des algorithmes génétiques multiobjectifs (MOGA) pour résoudre les problèmes d'optimisation du Delthaptic. Cette méthode non élitiste, bien que plus lente à converger que des algorithmes NSGA-II, PESA-II ou SPEA-2, est facile à mettre en oeuvre et efficace pour des problèmes d'optimisation multicritères à grande échelle. Les algorithmes génétiques sont robustes, adaptés à toutes formes de fonctions objectifs, et présente de fortes propriétés de convergence. Nous rappelons l'organigramme du MOGA sur la Figure 3.2 qui décrit son fonctionnement. Pour les procédures d'optimisation du Delthaptic, des populations de 200 individus sont générées à chaque itération. Les paramètres à optimiser sont bornés pour limiter les solutions à des valeurs physiquement raisonnables et accélérer la convergence. La population initiale est générée de manière aléatoire, dans les limites des paramètres, avec une distribution uniforme. La sélection se fait grâce à la mesure de domination des individus, calculée dans l'espace des fonctions objectifs. Les meilleurs individus sont sélectionnés pour devenir les parents de la génération suivante, à l'issu d'une succession de tournois comparant 4 individus. 80% de la population suivante est générée par croisement des individus : les enfants sont obtenus via une moyenne pondérée aléatoirement des paramètres de leur parents. Le reste de la population est généré par mutation aléatoire des individus dans les bornes du vecteur des paramètres. Le processus d'optimisation s'arrête si la variation moyenne de la meilleure fonction de pertinence (fitness) sur les 100 dernières générations est inférieure ou égale à 10^{-4}, ou au bout de 2000 générations si cette valeur de convergence n'est pas atteinte.

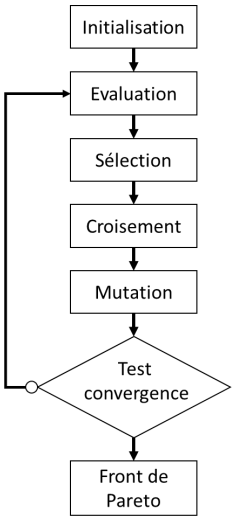


FIGURE 3.2. Organigramme de l'Algorithme Génétique MultiObjectif MOGA

3.1.1.2 Des critères de performances cinématiques

Le comportement cinématique du mécanisme est intimement lié aux paramètres géométriques de sa structure. Pour cette raison, la synthèse dimensionnelle est souvent basée sur l'optimisation

de critères de performances cinématiques. Le choix de ces fonctions objectifs détermine les caractéristiques du système mises en valeur au terme de l'optimisation. Les indices de performances optimisés sont associés aux caractéristiques définies par le cahier des charges du dispositif haptique.

Espace de travail requis

De nombreuses optimisations dimensionnelles s'intéressent à l'espace de travail souhaité par le cahier des charges du système. [Liu *et al.*, 2004] optimisent l'espace de travail inscrit maximal d'un robot Delta linéaire pour qu'il soit le plus proche possible de l'espace de travail requis. Dans [Laribi *et al.*, 2007] la synthèse dimensionnelle d'un robot Delta est conduite par une minimisation de la distance entre les enveloppes de l'espace de travail prescrit et de l'espace fonctionnel du robot. Ces optimisations mènent à un mécanisme plus compact, dont l'espace de travail est proche de celui prescrit par la tâche.

Dextérité, manipulabilité et isotropie cinématique

Souvent ce critère d'espace de travail est associé à un indice de sensibilité cinématique, de dextérité ou de manipulabilité. [Chaker *et al.*, 2012] optimisent un manipulateur parallèle sphérique pour qu'il constitue l'interface haptique d'une application de chirurgie mini-invasive. La distance à l'espace de travail requis pour la tâche, sous contrainte qu'il soit atteignable, et la dextérité du mécanisme $\eta(\boldsymbol{J})$ sont optimisées. L'indice de dextérité $\eta(\boldsymbol{J}) = \dfrac{1}{\kappa(\boldsymbol{J})} \quad avec \quad \kappa(\boldsymbol{J}) = cond(\boldsymbol{J})$ décrit l'amplification des erreurs de positionnement dans la chaîne cinématique et dépend de la configuration du robot. Aussi de nombreux papiers adoptent l'indice global de conditionnement $GCI = \dfrac{1}{W}\displaystyle\int_W \dfrac{1}{\kappa} dW$ introduit par [Gosselin et Angeles, 1991] comme la moyenne de la dextérité sur l'espace de travail. [Yoon *et al.*, 2010], par exemple, optimisent une interface haptique parallèle pour satisfaire un espace de travail prescrit tout en maximisant le *GCI*. Dans [Bai, 2010] un manipulateur parallèle sphérique, dans un mode de travail fixé, est optimisé pour offrir une dextérité maximale sur l'espace de travail souhaité. Les auteurs proposent de modifier le *GCI* en évaluant une moyenne quadratique du conditionnement sur l'espace de travail discrétisé $C_a = \dfrac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \dfrac{1}{\kappa_i^2}$, permettant une optimisation numérique raisonnable d'un point de vue calculatoire. Mais, le conditionnement de la matrice Jacobienne $\kappa(\boldsymbol{J})$ a d'abord été introduit dans la synthèse de mécanisme par [Salisbury et Craig, 1982] proposant de le minimiser pour augmenter l'isotropie cinématique du mécanisme. Cette notion d'isotropie est reconsidérée plus tard avec l'indice global d'isotropie cinématique $GII = min(\dfrac{\sigma_{min}(\boldsymbol{J_i})}{\sigma_{max}(\boldsymbol{J_i})}) = \dfrac{min(\sigma_{min,i})}{max(\sigma_{max,i})}, \quad \forall \ P_i \in W$ [Stocco *et al.*, 1998], où σ désigne les valeurs propres de la matrice. Plusieurs auteurs basent leur synthèse de mécanisme sur ce critère d'isotropie cinématique, comme [Unal *et al.*, 2008b] couplant à la fois l'indice *GII* et un indice de performances dynamiques pour obtenir un manipulateur parallèle optimal.

Par ailleurs, la manipulabilité $w = \sqrt{det(\boldsymbol{J}\,\boldsymbol{J}^T)}$ [Yoshikawa, 1985b] est un second indice largement utilisé dans la littérature pour caractériser le comportement cinématique d'un manipulateur. Elle quantifie la capacité du mécanisme à transmettre des vitesses dans son espace opérationnel. Les auteurs associent à cette notion l'ellipsoïde de manipulabilité, représentation dans l'espace opérationnel de la sensibilité du mécanisme à un déplacement de ses articulations actives. L'ellipsoïde de manipulabilité est utilisé dans de nombreux papiers pour caractériser les performances cinématiques de manipulateurs. Dans [Chablat et Wenger, 2003] par exemple, les auteurs optimisent l'architecture d'un Orthoglide en limitant les variations des facteurs de transmission en vitesse, c'est-à-dire en assurant une longueur d'axe minimum de l'ellipsoïde dans toutes les direc-

tions.

Comme ces critères de compacité et de dextérité/manipulabilité évoluent en général de manière opposée en fonction des paramètres, il est intéressant d'interpréter les résultats de cette optimisation bi-objective par l'intermédiaire d'un domaine de solutions tel que le front de Pareto. [Wang *et al.*, 2007] combinent ces deux indices en proposant d'optimiser un mécanisme parallèle pour que son espace de travail soit le plus proche de l'espace de travail régulier prescrit, espace basé sur une forme régulière et satisfaisant un indice de dextérité global minimum. Dans [Arsenault et Boudreau, 2004], les auteurs préfèrent résoudre un problème d'optimisation avec un objectif unique défini comme la somme pondérée d'un indice de dextérité et de l'écart entre les espaces de travail effectif et exigé. Par ailleurs, le mécanisme optimisé dans ce papier possède une matrice cinématique Jacobienne non homogène en unité, rendant impossible le calcul de son conditionnement (ou de son déterminant). Ce problème d'homogénéité des unités est souvent rencontré dans le calcul de critères cinématiques, dès lors que le mécanisme possède au moins quatre degrés de liberté, et nécessite l'emploi de techniques d'homogénéisation en amont, particulièrement délicates pour les mécanismes parallèles. Un état de l'art des techniques d'homogénéisation de la matrice Jacobienne pour l'optimisation de dispositifs haptiques à 6 degrés de liberté est proposé dans [Khan *et al.*, 2015]. Pour éviter ces techniques d'homogénéisation deux métriques distinctes peuvent être considérées, en rotation et en translation, comme dans [Cardou *et al.*, 2010] où les auteurs introduisent des notions de sensibilité maximale en rotation et en position de l'effecteur. D'autres auteurs [Kim et Ryu, 2003, Pond et Carretero, 2006] décrivent la cinématique du manipulateur en évaluant la vitesse de plusieurs points de l'effecteur. Cette description induit l'analyse de plusieurs matrices Jacobiennes homogènes pour lesquelles le calcul des indices cinématiques est possible. Cependant, bien que des indications quant au choix de ces points sur l'effecteur soit énoncées dans [Lin *et al.*, 2006], leur sélection demeure arbitraire et influe les résultats de l'analyse cinématique.

Rigidité

[Gao *et al.*, 2010] associent au critère de dextérité, qu'ils considèrent en minimisant le conditionnement $\kappa(\boldsymbol{J})$, un indice de rigidité des articulations actives. Pour cela, ils modélisent la raideur articulaire par un ressort linéaire k, identique pour l'ensemble des liaisons, et obtiennent la matrice de rigidité simplifiée dans l'espace opérationnel $\boldsymbol{K_c} = k\,\boldsymbol{J}^{-T}\,\boldsymbol{J}^{-1}$. L'indice de raideur articulaire proposé est une somme pondérée des termes diagonaux de la matrice de rigidité $Stiff = \sum p_i K_{ii}$ où le poids p_i caractérise la priorité donnée à chaque direction pour la rigidité du mécanisme. Cet indice est donc équivalent, à la raideur articulaire près, aux indices cinématiques étudiés précédement sur la Jacobienne. Dans [Courteille *et al.*, 2009], une analyse complète du comportement en raideur du mécanisme mène à la définition de trois indices de rigidité pour le processus d'optimisation, définis localement au point P_i de l'espace de travail : Maximiser le volume de l'hyperellipsoïde de rigidité (SH), calculé comme le produit des valeurs propres j de la matrice de rigidité $S_{1i} = \prod_j \sigma_{j,i}(\boldsymbol{K_i})$; Minimiser l'excentricité de l'hyperellipsoïde de rigidité (SH), correspondant au conditionnement de la matrice de rigidité $S_{2i} = \dfrac{\sigma_{max,i}}{\sigma_{min,i}} = \kappa(\boldsymbol{K_i})$; Maximiser la plus petite valeur singulière de la matrice de rigidité $S_{3i} = \sigma_{min,i}(\boldsymbol{K_i})$. Les problèmes d'homogénéité sont adressés en considérant séparément ces indices sur les matrices de rigidité en translation et en rotation. La matrice de rigidité complète d'un système parallèle peut-être calculée analytiquement grâce à la méthode élasto-géométrique systématique proposée par [Deblaise *et al.*, 2006]. [Yoon *et al.*, 2004] analysent terme à terme la rigidité d'un robot Delta modifié et fixent les paramètres géométriques de la structure en étudiant leur influence sur ces termes de rigidité.

Ces objectifs de rigidité, moins courants, permettent de maximiser une caractéristique spécifique de la structure, primordiale pour certaines applications. Ils demandent cependant une modélisation complète et délicate du mécanisme.

De nombreux critères de performances cinématiques sont donc employés dans la littérature pour optimiser des systèmes polyarticulés. Pour résumer cet état de l'art, les indices de performances cinématiques sont classés et comparés dans le tableau 3.1.

TABLE 3.1. Indices de performances pour une optimisation cinématique

Indices de performances	**Objectifs**	**Inconvénients**
- Proximité de l'espace de travail désiré	Compacité	- Dépend de la distance ou du volume calculés
- Espace de travail dextre régulier max - Dexterité max ou Min($\kappa(\boldsymbol{J})$) - Conditionnement global *GCI* max - Isotropie cinématique globale max - Manipulabilité max ou Max($\lvert det(\boldsymbol{J})\rvert$)	Précision en position Isotropie cinématique Distance aux singularités Amplification en erreur minimum Capacité en effort statique	- Indices non invariants au changement d'unités si $\boldsymbol{J}$ n'est pas homogène - Dépendent du choix de la norme calculée (norme 2, Euclidienne, ou infinie) - Comportements pas complétement cohérents avec l'isotropie ou l'erreur de positionnement [Merlet, 2006]
- Somme pondérée max des termes K_{ii} - Volume max de *SH* - Excentricité min de *SH* - Valeurs singulières max de $\boldsymbol{K}$	Rigidité de l'actionnement Rigidité maximale Rigidité isotrope	- Couteux en calculs - Modélisation délicate et complexe de la rigidité - Homogénéité requise de la matrice de rigidité

3.1.2 Formulation du problème d'optimisation multiobjectif

L'état de l'art présenté dans le paragraphe précédent a permis, d'une part, de sélectionner un type d'algorithme d'optimisation adapté à notre problématique de conception, algorithme génétique, et d'autre part, de choisir une représentation du domaine des solutions optimales par Front de Pareto pour nos résultats. Un ensemble d'indices de performances cinématiques sont présentés. Il convient de sélectionner les critères à optimiser pour la conception du dispositif haptique en fonction de leur importance dans le cahier des charges et de leur impact technologique sur le mécanisme. Cette partie formule le problème d'optimisation cinématique multiobjectif visant à fixer les paramètres géométriques de l'architecture. Les paramètres de conception pour la synthèse dimensionnelle du Delthaptic sont $I = (L_{1,1}, L_{1,2}, L_{2,1}, L_{2,2}, r_1, r_2, a_1, a_2, H)$. H représente ici l'altitude du centre de l'espace de travail prescrit dans le repère de la base (R_0). L'optimisation du mécanisme est effectuée numériquement en évaluant les fonctions objectifs sur l'espace de travail requis discrétisé en $n = 3036$ points P_k, 123 orientations de la poignée évaluées en 23 positions sur l'espace de travail en translation, représentés sur la Figure 3.3.

3.1.2.1 Définition des fonctions objectifs

[Hao et Merlet, 2005] proposent une classification des objectifs de conception en deux catégories : les exigences obligatoires, qui sont les contraintes de conception incontournables pour obtenir une fonctionnement correct du mécanisme, et les exigences relaxables, critères plus souples que l'on cherche à optimiser pour améliorer les performances globales du système. Nous adoptons cette classification pour analyser les critères du cahier des charges du dispositif haptique.

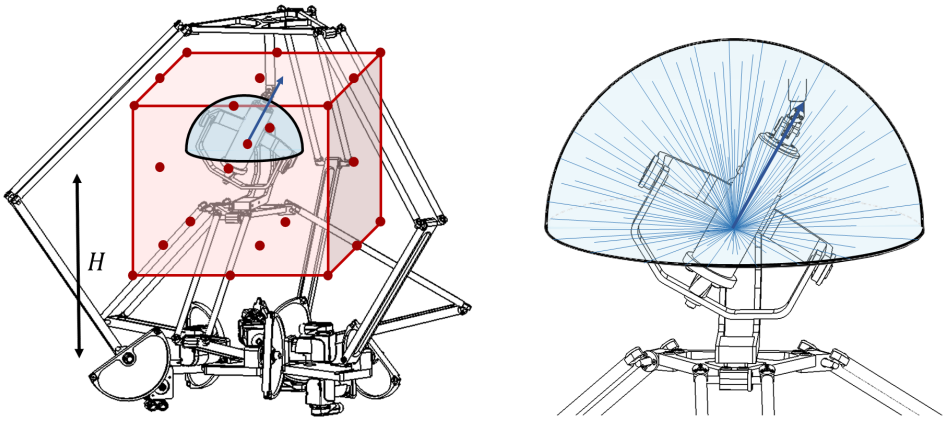


FIGURE 3.3. Discrétisation de l'espace de travail requis en translation et en rotation

Ces exigences obligatoires et relaxables sont ensuite transformées en fonctions objectifs pour le problème d'optimisation. La procédure adoptée pour formuler le problème d'optimisation est présentée sur la Figure 3.4.

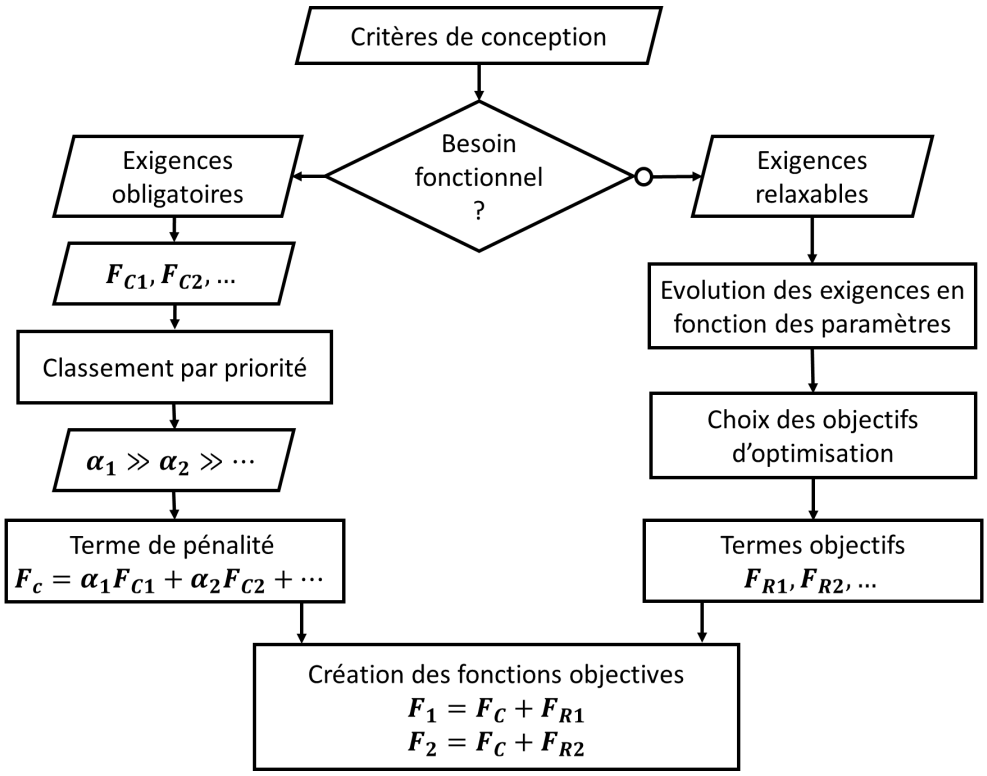


FIGURE 3.4. Formulation des objectifs du problème d'optimisation

Une méthode de pénalité est employée pour intégrer les contraintes de conception dans les fonctions objectifs. Ainsi les exigences obligatoires constituent le terme de pénalité F_C des fonctions objectifs, somme pondérée de l'ensemble des fonctions de contraintes. Les facteurs de pondération α_i définissent l'ordre de vérification des contraintes de conception et sont choisis bien plus grand que l'ordre de grandeur des termes objectifs. Grâce à ce choix de poids élevés dans le

terme de pénalité, le terme objectif n'est minimisé que lorsque les contraintes sont vérifiées et donc que $F_C = 0$. Les exigences relaxables forment les termes objectifs F_{Ri} du processus d'optimisation. L'optimisation des fonctions objectifs $F_i = F_C + F_{Ri}$ assure l'obtention d'une architecture vérifiant les contraintes de conception et offrant des performances optimales.

Le cahier des charges d'un dispositif haptique polyvalent, défini dans le chapitre 1, inclue plusieurs contraintes de conception pour l'optimisation dimensionnelle du Delthaptic. Le dispositif doit par exemple atteindre l'espace de travail souhaité en ne passant par aucune configuration singulière. Les modélisations géométrique et cinématique de la structure du Delthaptic établies dans le chapitre 2 sont essentielles pour la définition des critères de performances du mécanisme. Aussi, nous avons montré que ces modèles s'expriment directement en combinant les modèles des robots Delta et de la chaîne cinématique de l'effecteur constituants le robot complet. Cette propriété, propre aux structures parallèles couplées, est très intéressante pour l'analyse de leur comportement cinématique et leur synthèse dimensionnelle. En effet, elle permet de considérer les critères de performances successivement pour l'ensemble des composants du système. Ainsi, il est possible de s'affranchir des problèmes de non homogénéité du modèle de l'architecture complète, dans le calcul des indices de performances cinématiques comme la manipulabilité ou la dextérité, en considérant séparément le comportement cinématique des deux robots Delta, qui ont une matrice cinématique Jacobienne homogène en unité.

Les modes d'assemblage et de travail des deux robots Delta sont fixés comme contraintes de conception dans une configuration offrant un plus grand espace de travail sans singularité (plateforme en position haute) et sans risque de collision interne (postures externes des jambes). Cinq exigences obligatoires sont prises en compte lors du processus d'optimisation, définies pour chaque jambe j du robot Delta i, et sont évaluées sur l'espace de travail requis discrétisé en P_k positions. Elles induisent la définition du terme de pénalité F_C du problème d'optimisation, détaillé dans l'équation (3.1).

- Amplitude de mouvements articulaires : $-180° \leq q_{j,i}(P_k) \leq 90°$
- Accessibilité de l'espace de travail requis (PW) : $h_{j,i}(P_k) \leq 0$
- Pas de configuration singulière sur PW : $det(\boldsymbol{A_i})$ & $det(\boldsymbol{B_i})$ & $det(\boldsymbol{C_i}) \neq 0 \; \forall \; (P_k)$
- Position supérieure pour le mode d'assemblage : $det(\boldsymbol{J_i}(P_k)) < 0$
- Postures des jambes externes pour le mode de travail : $B_{ji}(P_k) < 0$

$$F_C = F_{C1}10^{25} + F_{C2}10^{20} + F_{C3}10^{15} + F_{C4}10^{10} + F_{C5}10^{5} \tag{3.1}$$

$$\begin{cases} F_{C1} = \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}\sum_{j=1}^{3}(q_{j,i}(P_k) > 90° \;||\; q_{j,i}(P_k) < -180°) \\ F_{C2} = \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}\sum_{j=1}^{3}(h_{j,i}(P_k) > 0) \\ F_{C3} = \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}(det(\boldsymbol{A_i})(P_k) \;||\; det(\boldsymbol{B_i})(P_k) \;||\; det(\boldsymbol{C_i})(P_k) = 0) \\ F_{C4} = \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}(det(\boldsymbol{J_i}(P_k)) \geq 0) \\ F_{C5} = \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}\sum_{j=1}^{3}(B_{j,i}(P_k) \geq 0) \end{cases}$$

Plusieurs exigences cinématiques peuvent être considérées comme objectifs d'optimisation telles qu'augmenter la compacité, la dextérité, la manipulabilité, ou la rigidité du système. Cependant, l'optimisation simultanée d'un trop grand nombre d'objectifs mènerait à un domaine de solutions multidimensionnel difficile à interpréter. Tout d'abord, la classification des indices de performances cinématiques proposée dans le tableau 3.1 nous amène à ne considérer que trois objectifs distincts :

- Le premier terme objectif F_{R1} maximise la précision de positionnement du mécanisme, ou encore la distance aux singularités, quantifiée par la dextérité des deux robots Delta $\eta_i(P_k) = \frac{1}{\kappa(\boldsymbol{J_i}(P_k))}$ et de manière similaire vis-à-vis des singularités de contrainte $\nu_i(P_k) = \frac{1}{\kappa(\boldsymbol{C_i}(P_k))}$.

- La compacité du Delthaptic est le second objectif d'optimisation F_{R2}, assimilé par la minimisation de la distance entre les limites des espaces de travail effectif et prescrit des robots Delta $\mid h_{j,i}(P_k) \mid$.

- La rigidité de la structure du Delthaptic est maximisée via le terme objectif F_{R3} qui évalue les matrices de rigidité $\boldsymbol{K_i}$ de chaque robot Delta, homogènes en unité. On cherche grâce à cet objectif à la fois à maximiser le volume $\prod_j \sigma_{j,i}(\boldsymbol{K_i}(P_k))$ et à minimiser l'excentricité $\kappa(\boldsymbol{K_i}(P_k))$ de l'hyperellipsoïde de rigidité.

Il est immédiat que les objectifs de compacité F_{R1} et de dextérité F_{R2} vont avoir des comportements opposés en fonction des paramètres géométriques I du Delthaptic. En effet, plus ses paramètres dimensionnels vont être petits, plus le dispositif haptique sera compact et plus son espace de travail effectif sera proche de l'espace de travail requis. Seulement, ce fonctionnement à proximité de la limite de l'espace de travail du robot, et donc à proximité de configurations singulières, mène à une faible dextérité du mécanisme.

Il est plus difficile de prévoir l'évolution de la rigidité du système, qui dépend d'un modèle complexe intégrant les flexibilités des articulations et des composants [Deblaise *et al.*, 2006]. Toutefois, puisque cette première optimisation vise uniquement à fixer les longueurs des composants, on peut prévoir que la raideur évoluera de manière inversement proportionnelle aux paramètres géométriques (modèles de poutre des composants). Il parait donc intuitif qu'un mécanisme plus compact soit également plus rigide.

Aussi, compte tenu des paramètres à optimiser et du comportement attendu vis-à-vis des objectifs, il semble suffisant d'intégrer les indices de dextérité et de compacité dans le problème d'optimisation multiobjectif. L'objectif de rigidité a un effet similaire au critère de compacité sur les paramètres dimensionnels et sera donc implicitement optimisé. Ce choix d'une optimisation bi-objective permet de représenter le domaine des solutions optimales par un front de Pareto à deux dimensions, plus lisible qu'une surface de Pareto en trois dimensions. Il est aussi important de noter que l'interprétation du front de Pareto est évidente lorsque les objectifs d'optimisation sont contradictoires mais devient délicate lorsque ceux-ci évoluent de manière similaire.

Les deux fonctions objectifs intégrant le terme de pénalité et les objectifs de conception sont déduites en équation (3.2).

$$\begin{aligned} F_1 &= F_C + \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}(\kappa(\boldsymbol{J_i}(P_k)) + \kappa(\boldsymbol{C_i}(P_k))) \\ F_2 &= F_C + \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}\sum_{j=1}^{3} \mid h_{j,i}(P_k) \mid \end{aligned} \tag{3.2}$$

3.1.2.2 Résolution des problèmes d'optimisation à simple objectif

Une analyse de l'évolution des exigences en fonction des paramètres de conception doit permettre d'ajuster les objectifs d'optimisation et de formuler un problème d'optimisation multiobjectif adapté.

TABLE 3.2. Valeurs limites des paramètres d'optimisation cinématique

Paramètres	$L_{1,1}$	$L_{1,2}$	$L_{2,1}$	$L_{2,2}$	r_1	r_2	a_1	a_2	H
Borne inférieure $[mm]$	0	0	0	0	-200	-200	100	100	50
Borne supérieure $[mm]$	700	700	700	200	700	200	250	250	700

Les problèmes d'optimisation à simple objectif sont successivement résolus, pour les deux fonctions objectifs (Eq. (3.2)), sur l'espace de travail discrétisé. Les paramètres géométriques sont bornés pour l'optimisation par les valeurs limites détaillées dans le tableau3.2. Les solutions optimales vis-à-vis de chaque objectif et l'évolution des paramètres au cours de l'optimisation sont représentées sur la Figure 3.5.

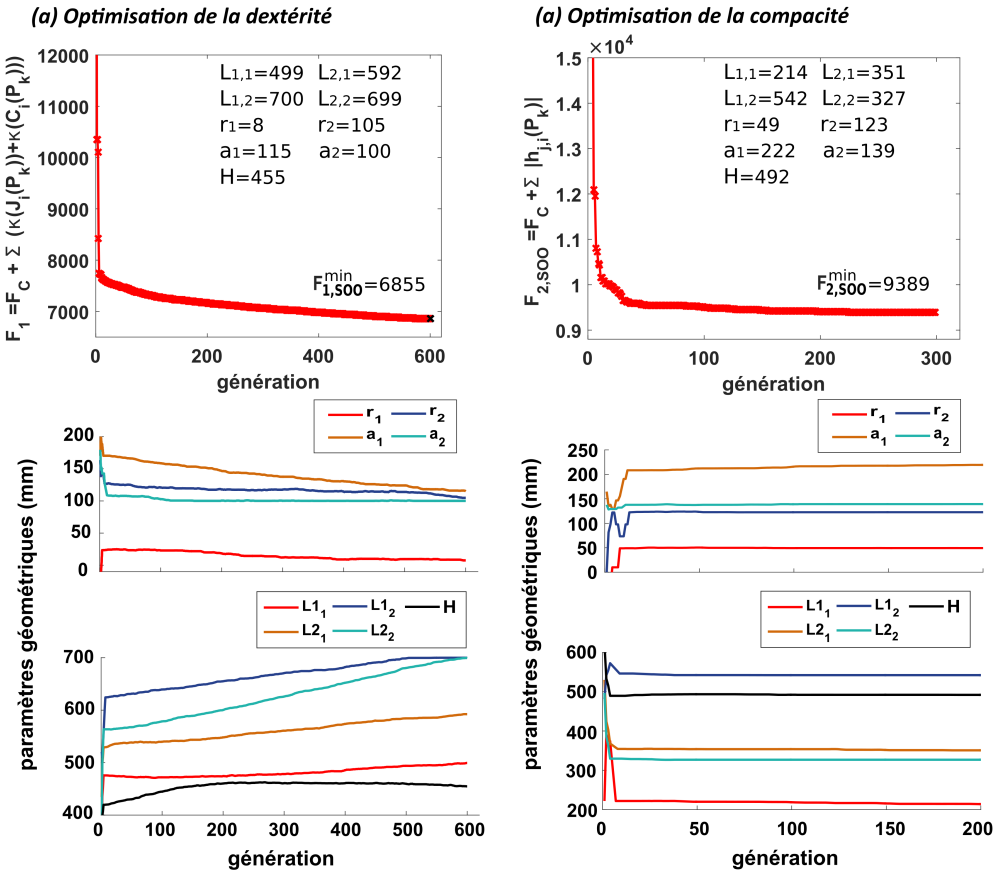


FIGURE 3.5. Résultats des optimisations à simple objectif de dextérité et de compacité

Les résultats des optimisations à simple objectif confirment l'impact attendu des fonctions objectifs sur les paramètres de conception. Quand l'indice de dextérité mène à de grandes structures, le critère de compacité est optimal pour des paramètres géométriques réduits. Les paramètres géométriques minimisant chacun des objectifs sont relevés pour comparaison.

3.1.3 Sélection de paramètres géométriques initiaux

L'optimisation cinématique des paramètres géométriques du Delthaptic minimise deux fonctions objectifs : la dextérité $F_{1,MOO}$ et la compacité $F_{2,MOO}$ de l'architecture. Pour évaluer ces indices de performances de manière cohérente et pouvoir comparer fidèlement les résultats, les termes objectifs de l'optimisation multicritère $F_{Ri,MOO}$ sont normalisés en accord avec les résultats des optimisations à simple objectif comme décrit dans l'équation (3.3). La solution optimale vis-à-vis de l'objectif visé unique est atteinte lorsque la fonction objectif normalisée est égale à zéro.

$$F_{i,MOO} = F_C + F_{Ri,MOO} \;\; avec \;\; F_{Ri,MOO} = \frac{F_{Ri} - F_{i,SOO}^{min}}{F_{i,SOO}^{max} - F_{i,SOO}^{min}} \tag{3.3}$$

3.1.3.1 Résultats de l'optimisation cinématique multiobjectif

Les paramètres géométriques de la structure du Delthaptic sont optimisés en minimisant les deux fonctions objectifs normalisées, $F_{1,MOO}$ pour maximiser la dextérité et $F_{2,MOO}$ pour la compacité, sur l'espace de travail prescrit discrétisé. Ce paragraphe présente les résultats de l'optimisation cinématique multiobjectif et fait la synthèse dimensionnelle de l'architecture. Le domaine des solutions est représenté par le front de Pareto (Fig. 3.6). Ces solutions présentent un compromis optimal entre les deux exigences de conception. Les solutions optimales des optimisations à simple objectif, minimisant chaque objectif indépendamment, sont exclues de ce front de Pareto puisqu'elles dégradent les autres objectifs de conception au profit d'un seul.

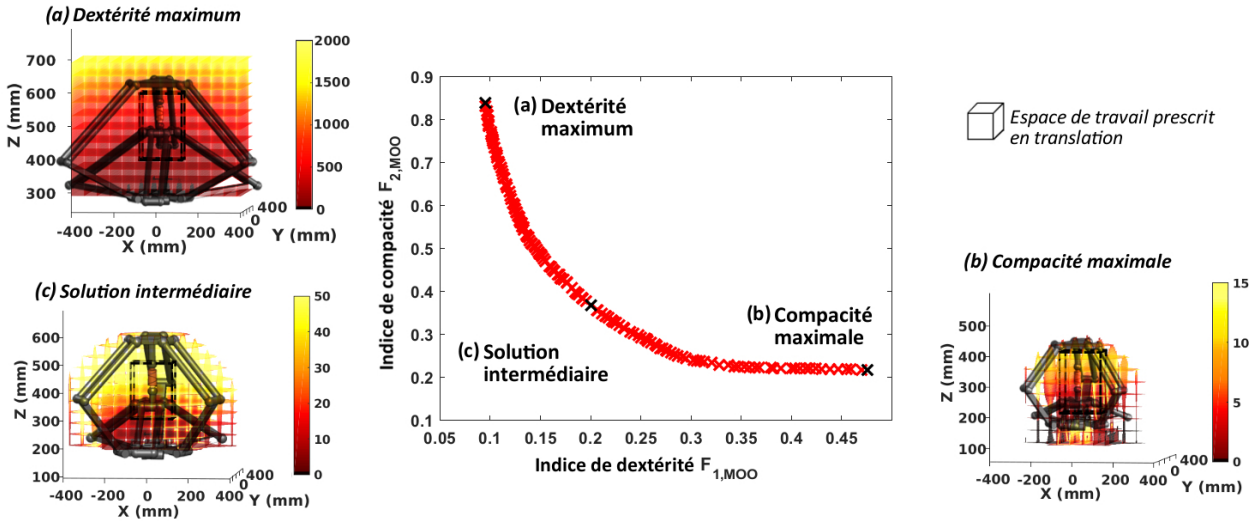


FIGURE 3.6. Front de Pareto de l'optimisation cinématique et manipulabilité sur l'espace de travail en translation $|det(\boldsymbol{J})|$

La sélection d'une solution dans le domaine optimal demeure un choix arbitraire du concepteur, réalisé en fonction de l'application du système et des caractéristiques qu'il souhaite mettre en valeur. Différentes solutions peuvent être choisies au sein de ce front de Pareto, conciliant à la fois une dextérité et une compacité élevées. Par exemple, la solution **(a)** est celle qui présente la dextérité maximale mais comporte une architecture très grande, **(b)** est la structure la plus compacte couvrant l'espace de travail requis, et **(c)** est une solution intermédiaire entre les deux objectifs. Pour aiguiller le choix des paramètres géométriques de l'architecture du Delthaptic, le déterminant de la matrice Jacobienne $|det(\boldsymbol{J})|$ est tracé pour ces trois solutions sur l'espace de

travail à orientation constante, pour l'orientation verticale de la poignée $(\phi, \theta, \psi) = (0,0,0)$. Cette représentation de la manipulabilité permet d'apprécier, d'une part, l'espace de travail atteignable par le dispositif, et d'autre part, la proximité des configurations singulières sérielles rencontrées lorsque $|det(\boldsymbol{J})| = 0$. La solution intermédiaire **(c)** est sélectionnée pour la conception du dispositif haptique puisqu'elle permet un compromis équitable entre les deux objectifs. Les configurations singulières sont éloignées de l'espace de travail, contrairement au cas de la solution compacte **(b)** où elles en sont très proches, sans une augmentation trop importante de la taille du Delthaptic. Les paramètres géométriques de l'architecture du Delthaptic sont donc fixés, en premier lieu, à $I = (295, 392, 379, 445, -23, -83, 137, 122, 394)mm$.

3.1.3.2 Validation de la solution architecturale

Pour valider le choix de la solution vis-à-vis des singularités, les indices de dextérité η_i et ν_i des deux robots Delta sont évalués sur l'espace de travail prescrit du dispositif. Ces indices sont tracés sur la Figure 3.7 sur l'espace de travail prescrit en translation $((\phi\ \theta\ \psi) = (0\ 0\ 0))$ puis sur l'espace de travail souhaité en rotation pour la position $(X\ Y\ Z) = (0\ 0\ H)$.

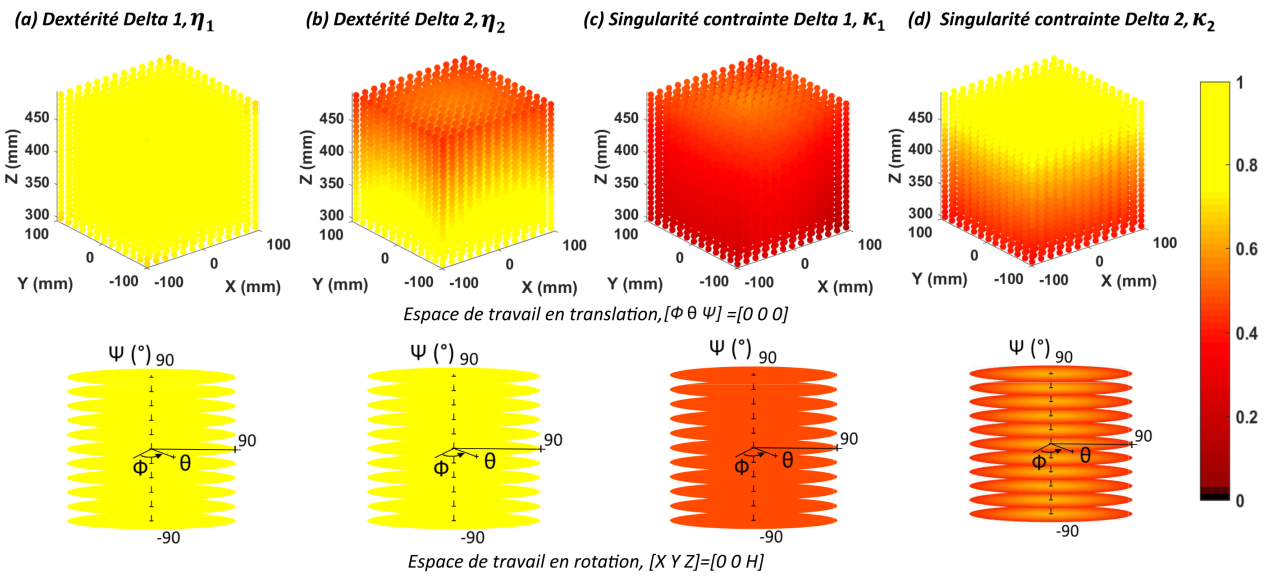


FIGURE 3.7. Indices de dextérité sur l'espace de travail souhaité pour le Delthaptic

Ces tracés des indices de dextérité montrent dans un premier temps qu'il n'y a pas de singularité ($\eta_i = 0$ ou $\nu_i = 0$) sur l'espace de travail prescrit, comme prévu par les contraintes d'optimisation. Le choix de cette solution intermédiaire mène également à une grande dextérité des robots Delta, relativement homogène le long de l'espace de travail.

La structure obtenue à l'issu de cette synthèse dimensionnelle vérifie donc l'ensemble des contraintes de fonctionnement et représente un compromis optimal entre sa compacité, et donc implicitement sa raideur, et son comportement vis-à-vis des configurations singulières. Les paramètres géométriques optimaux sont intégrés dans les dessins de définition du Delthaptic et les composantes inertielles et massiques du système sont estimées par modélisation 3D. L'architecture mécanique du Delthaptic est cinématiquement optimisée. Cependant, un dispositif haptique doit également offrir un retour d'effort adapté à l'utilisateur et retranscrire parfaitement les interactions

du robot piloté avec l'environnement de la tâche. Ces exigences en termes d'efforts entraînent des caractéristiques dynamiques supplémentaires à vérifier. C'est pourquoi, nous tâcherons d'ajuster les paramètres géométriques de la structure, en partie 3.3, au cours d'une seconde optimisation basée sur des performances dynamiques pertinentes pour une application haptique.

3.2 Choix des actionneurs et des systèmes de transmission

A ce stade de la conception, l'architecture du mécanisme haptique est complètement définie, modélisée et cinématiquement optimisée pour offrir une grande transparence. Il convient alors de sélectionner des actionneurs et de développer des systèmes de transmission capables d'entraîner le dispositif et de fournir le retour haptique requis à l'opérateur. Ce choix de l'actionnement est essentiel pour l'application haptique et doit répondre à des critères de performances dynamiques du système complet. Nous présentons ici une procédure générique de sélection de l'actionnement d'un mécanisme robotique. Les moteurs et les paramètres des cabestans du Delthaptic sont ensuite déterminés en accord avec les performances dynamiques exigées pour un dispositif haptique polyvalent.

3.2.1 Procédure de sélection

Une revue de la littérature montre que le choix de l'actionnement d'un système est généralement basé sur des critères de couples articulaires maximum. Dans [Chedmail et Gautier, 1990], la procédure de sélection des actionneurs d'un robot vise à minimiser leur masse tout en assurant le couple maximal nécessaire et en respectant une contrainte de température maximale sur une trajectoire dimensionnante donnée. [Bowling et Khatib, 2002] introduisent une méthodologie pour choisir les actionneurs en accord avec un niveau de performances dynamiques souhaitées. Les performances dynamiques sont spécifiées en définissant la vitesse, l'accélération et la force désirées dans l'espace opérationnel dans des configurations caractéristiques. Les couples articulaires nécessaires sont calculés grâce à l'équation dynamique et fixent le choix de l'actionnement aux capacités dynamiques. Dans un processus d'optimisation dynamique complet d'un dispositif haptique, [Vlachos et Papadopoulos, 2006] suggèrent d'associer les moteurs avec le plus petit moment d'inertie du rotor et les systèmes de transmission par cabestan avec un rayon minimal, capables de fournir le couple articulaire maximal requis sur un trajet dimensionnant.

Cependant, se limiter aux uniques critères de couples et vitesses maximum, nécessaires pour répondre à une application spécifique, n'assure pas au concepteur une sélection correcte de l'actionnement. Il faut notamment éviter un échauffement excessif du moteur lors d'un fonctionnement normal du robot. Pour cela le couple efficace, ou couple thermique, est évalué sur un cycle dimensionnant et comparé au couple nominal de l'actionneur. Dans [Zhou *et al.*, 2012] et [Pettersson et Ölvander, 2009], des procédures d'optimisation sont proposées pour sélectionner les systèmes d'entraînement par minimisation de la masse totale, ou du prix, du manipulateur robotique. Ces optimisations sont contraintes par les critères adoptés pour la sélection des moteurs et des systèmes de transmission. Dans ces deux papiers, les moteurs sont choisis vis-à-vis de leurs caractéristiques de couple nominal, de couple maximal et de vitesse maximale le long d'une trajectoire désirée. Dans [Zhou *et al.*, 2012] des trains d'engrenages Harmonic Drive sont sélectionnés en fonction de leurs couples maximal et nominal et de la vitesse d'entrée qu'ils peuvent accepter. [Pettersson et Ölvander, 2009] intègrent une contrainte de durée de vie minimale dans le choix des systèmes de transmissions. De manière similaire, [Roos *et al.*, 2006] sélectionnent des combi-

naisons de moteurs et réducteurs vérifiant les limites de vitesse maximale et de couples crête et permanent sur un cycle de charge. Pour faciliter le choix du concepteur, les auteurs proposent de visualiser, sous la forme de graphes, la puissance de pointe et la consommation énergétique de l'ensemble des solutions.

Il est également essentiel de limiter la différence entre les inerties de l'arbre moteur et de la charge entraînée pour obtenir une bonne réponse du mécanisme. [Armstrong, 1998] montre en effet qu'une grande différence d'inertie, associée à des flexibilités dans le système de transmission, peut entraîner un mauvais temps de réponse ou des phénomènes d'oscillation dans l'asservissement du système mécatronique. Des méthodes de contrôle spécifiques, telles que celle proposée par [Moscrop *et al.*, 2001] intégrant un retour direct de l'inertie de la charge, offrent une réponse acceptable du système même dans le cas d'une grande différence d'inertie. Mais ces stratégies de contrôle sont complexes et demandent une mesure directe ou une estimation de la charge et un modèle précis de la dynamique et des flexibilités du système complet. Pour assurer une réponse convenable du système, les constructeurs des moteurs et des systèmes de transmission conseillent de garder le rapport entre l'inertie apparente de la charge et l'inertie du rotor sous un rapport d'inertie maximal. Le rapport d'inertie maximal conseillé par les fabricants de moteurs est de 20 : 1. Les concepteurs de réducteurs à engrenages planétaires fixent ce rapport maximal à 10 : 1 alors qu'il est réduit à 5 : 1 pour les systèmes Harmonic drive et doit être proche de 1 : 1 pour des transmissions par courroies ou chaines comportant du jeu. Le système de transmission par cabestan et câbles en Vectran que nous avons conçu est transparent et peu flexible. Aussi, nous adoptons dans la suite le rapport d'inertie maximal de 20 : 1 conseillé par les constructeurs de moteurs.

La procédure de sélection vise à définir l'actionnement du dispositif haptique. A l'issue de cette phase, les actionneurs et les paramètres des systèmes de transmission doivent être choisis. Pour la conception du Delthaptic, les moteurs et les rapports de transmission R_i des systèmes à cabestan seront fixés pour les deux robots Delta ainsi que le pas p du système vis-à-billes intégré dans la poignée. La procédure générique suivante est adoptée pour sélectionner les actionneurs et les paramètres des systèmes de transmission :

- Les **couples articulaires maximum** τ_{max} et les **vitesses articulaires maximales** sont évalués sur l'espace de travail requis du système robotique pour assurer les exigences de l'application en termes d'efforts et de mouvements au niveau de l'effecteur. Dans le cas d'une application haptique, les couples maximum statiques peuvent être considérés comme valeurs limites puisque le retour en effort maximal est atteint lors de contacts rigides quasi-statiques avec l'environnement. La vitesse maximale n'est pas limitante dans le choix de l'actionnement d'un dispositif haptique mais doit être prise en compte pour d'autres applications du mécanisme.

- Le niveau de **performances dynamiques** désiré pour l'application est défini par l'intermédiaire d'une trajectoire dimensionnante et d'efforts appliqués dans l'espace opérationnel du système. Les **couples articulaires efficaces** τ_{eff} sont déterminés pour cette trajectoire caractéristique dans le but d'éviter une détérioration de l'actionnement en fonctionnement normal. Le dispositif haptique peut être soumis à des tâches avec une dynamique importante puisque l'opérateur humain impose la vitesse et l'accélération de l'effecteur. Mais, ces mouvements à grande dynamique devraient essentiellement avoir lieu lors d'opérations en espace libre ou avec un faible retour en effort. Nous spécifions une opération de polissage d'une surface complexe comme application critique du Delthaptic, nécessitant à la fois des mouvements dynamiques de l'effecteur et un retour d'effort significatif retranscrivant la réaction de l'outil sur la pièce.

- Le moteur et le système de transmission de chaque articulation active sont choisis en vérifiant trois critères de sélection :

Le diagramme caractéristique couple-vitesse du moteur doit couvrir l'ensemble des points de fonctionnement articulaires et donc avoir des valeurs de **couple et de vitesse maximum** suffisantes.

Le **couple nominal** de l'actionnement C_{mot}^{nom}/R_i, moteur et système de transmission combinés, doit être supérieur au couple articulaire efficace évalué pour la trajectoire dynamique dimensionnante.

Le rapport entre l'inertie équivalente de la charge et l'inertie de l'arbre moteur $\frac{J_{eq}}{J_{mot}}$ doit rester inférieur au **rapport d'inertie maximal** conseillé de 20 : 1.

3.2.2 Capacité statique nécessaire en effort

La première étape du choix de l'actionnement consiste à définir les couples articulaires maximum assurant le bon fonctionnement du manipulateur. Pour l'application haptique, nous considérons les couples articulaires nécessaires pour produire statiquement l'effort maximal au niveau de l'effecteur. Les exigences d'une interface haptique polyvalente, données au chapitre 1, fixent l'effort maximal transmissible dans l'espace opérationnel à $20N$ en translation et $0.5Nm$ en rotation. Nous étudions, dans cette partie, la capacité statique du Delthaptic en fonction des paramètres de transmission et déterminons les performances statiques dans l'espace articulaire requises pour vérifier cette exigence de retour en effort maximal.

La capacité statique en effort du dispositif haptique dépend, d'une part, des couples admissibles des articulations actives τ_{max} et, d'autre part, du pas p de la transmission hélicoïdale assurant la rotation propre de l'effecteur. Elle est évaluée pour six valeurs de pas de la vis-à-billes $p = (40, 60, 80, 100, 120, 140)mm$. Pour cela, l'équation statique du Delthaptic (Eq. (3.4)) est bornée en fonction du couple articulaire maximum, fixé arbitrairement dans un premier temps à $\tau_{max} = 10Nm$ pour toutes les articulations. La force et le couple maximum qui peuvent être restitués à l'opérateur sont alors évalués grâce à cette inéquation (3.5), en considérant séparément les termes en translation et en rotation.

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{J}^T \left(\boldsymbol{p}_{\oplus} + \boldsymbol{F}_{op}\right) \tag{3.4}$$

$$\underline{\boldsymbol{\Gamma}} \leq \boldsymbol{J}_{fT} \begin{pmatrix} \boldsymbol{F_x} \\ \boldsymbol{F_y} \\ \boldsymbol{F_z} \end{pmatrix} + \boldsymbol{J}_{cT} \begin{pmatrix} \boldsymbol{C_x} \\ \boldsymbol{C_y} \\ \boldsymbol{C_z} \end{pmatrix} \leq \overline{\boldsymbol{\Gamma}} \;\; avec \quad \begin{array}{c} \underline{\boldsymbol{\Gamma}} = -\boldsymbol{\tau}_{max} - \boldsymbol{J}^T \boldsymbol{p}_{\oplus} \\ \overline{\boldsymbol{\Gamma}} = \boldsymbol{\tau}_{max} - \boldsymbol{J}^T \boldsymbol{p}_{\oplus} \\ \boldsymbol{J}^T = (\boldsymbol{J}_{fT} \;\; \boldsymbol{J}_{cT}) \end{array} \tag{3.5}$$

Les ellipsoïdes des capacités statiques en force et en couple sont évalués au centre de l'espace de travail $(X, Y, Z, \phi, \theta, \psi) = (0, 0, H, 0, 0, 0)$ pour les différents pas p du système vis-écrou de la poignée. Les capacités statiques dans l'espace opérationnel sont représentées par les ellipsoïdes d'efforts sur la Figure 3.8.

Le pas du système de transmission hélicoïdal de l'effecteur a peu d'influence sur la capacité statique en translation dans l'espace opérationnel. En revanche, les ellipsoïdes de couples montrent qu'un pas minimum de la vis-à-billes $p = 100mm$ est nécessaire pour produire un couple maximum relativement isotrope. Un pas plus petit requière des couples articulaires bien plus importants pour fournir un retour en couple autour de l'axe de la poignée que dans les autres directions. Un pas optimal $p = 120mm$ est choisi pour le système de transmission vis-écrou de l'effecteur, réduisant les couples articulaires maximum requis.

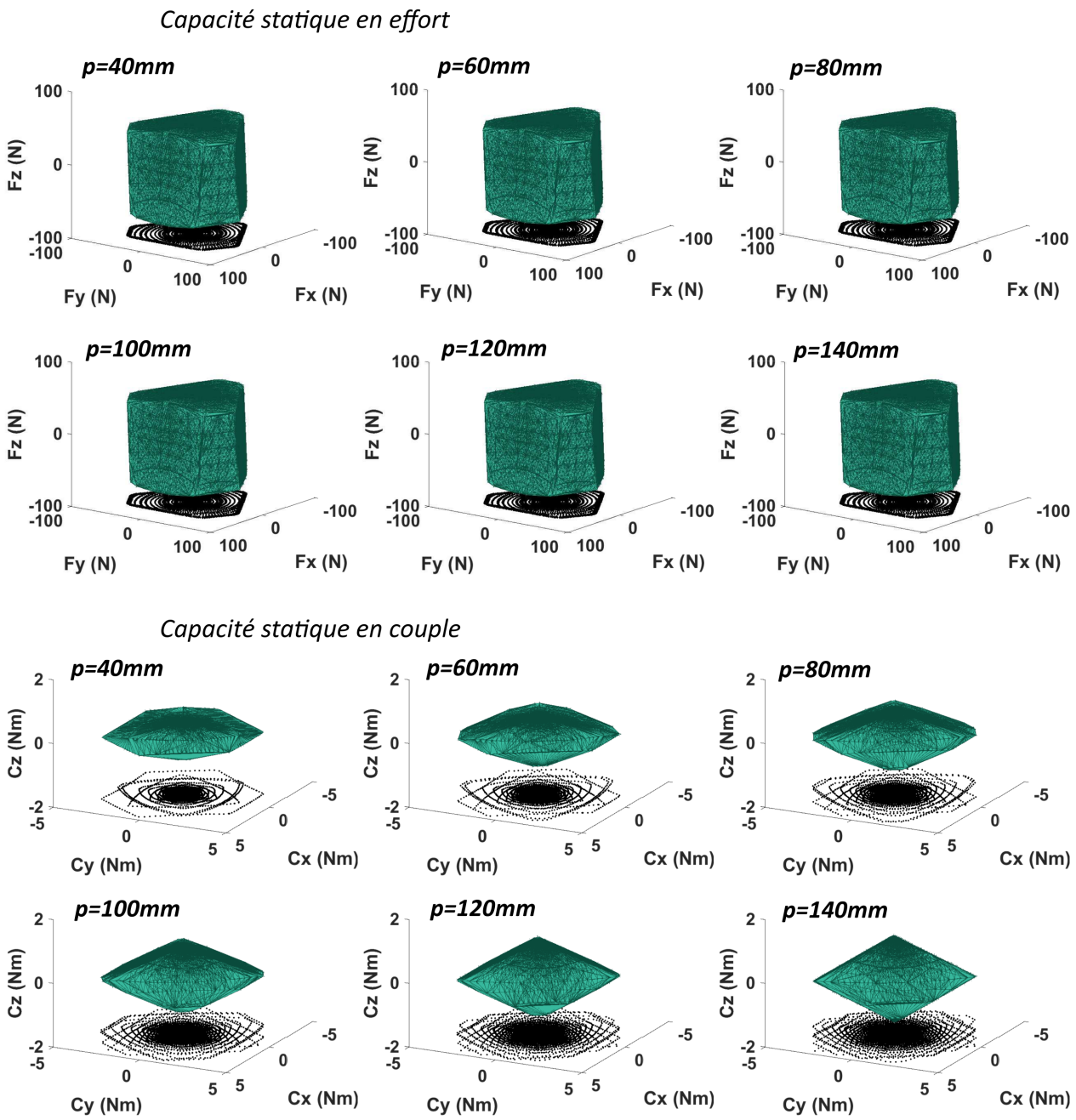


FIGURE 3.8. Ellipsoïdes d'efforts statiques en $(X,Y,Z,\phi,\theta,\psi) = (0,0,H,0,0,0)$

Les couples articulaires maximum doivent être déterminés afin de pouvoir sélectionner les actionneurs du dispositif haptique. Les couples articulaires, nécessaires pour produire l'effort maximal $F = 20N$ et le couple maximal $C = 0.5Nm$ dans l'espace opérationnel, sont successivement calculés en chaque position P_k de l'espace de travail prescrit discrétisé, grâce à l'équation statique (3.4). Il est choisi de sélectionner un actionnement identique pour les trois articulations actives de chaque robot Delta, vue leur structure symétrique, afin d'obtenir une capacité en effort équivalente dans toutes les directions. Les couples articulaires nécessaires pour assurer le retour d'effort maximal suivant chaque direction sont résumés dans le tableau 3.3 pour les deux robots Delta. L'actionnement doit donc fournir un couple maximal articulaire $\tau_{max,Delta1} = 9Nm$ pour le robot Delta inférieur et $\tau_{max,Delta2} = 13Nm$ pour le robot Delta 2.

TABLE 3.3. Couples articulaires statiques requis pour assurer le retour en effort maximal

Retour en effort F_{op}	F_x $20N$	F_y $20N$	F_z $20N$	C_x $0.5Nm$	C_y $0.5Nm$	C_z $0.5Nm$
$\tau_{max,Delta1}$ $[Nm]$	7.94	8.56	8.08	8.08	7.54	6.57
$\tau_{max,Delta2}$ $[Nm]$	9.94	9.76	11.01	12.91	12.59	9.28

3.2.3 Performances dynamiques exigées

Le système mécatronique doit assurer des performances dynamiques définies en fonction de l'application visée. Dans le cas d'une interface haptique polyvalente, une trajectoire de polissage est spécifiée comme tâche dimensionnante, combinant à la fois une grande dynamique et un retour en effort important. Cette trajectoire permet de caractériser le niveau de performances dynamiques souhaité pour le dispositif.

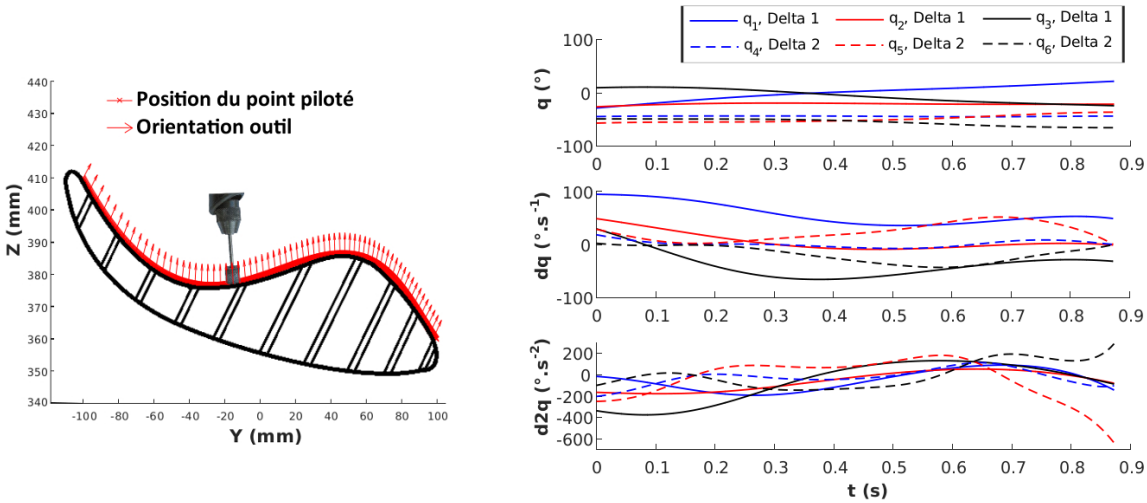


FIGURE 3.9. Trajet de polissage & Positions, vitesses et accélérations articulaires

Il est présumé que l'opérateur suit un trajet de polissage sur la surface complexe d'une aube de turbine, tel que représenté sur la Figure 3.9 dans un plan (YZ) par la position et l'orientation de l'outil. L'axe du disque de polissage reste normal à la surface le long du trajet.

Nous supposons que l'opérateur suit ce trajet avec une vitesse d'avance constante $f = 0.25m/s$. La trajectoire est interpolée en fonction du temps pour assurer cette vitesse d'avance, en ne

considérant pas de limites en accélération ou en jerk puisque les capacités cinématiques humaines sont très élevées. Les trajectoires articulaires sont obtenues via le modèle cinématique inverse du Delthaptic (Eq. (2.19)) et sont tracées en Fig. 3.9.

Une force normale $F_n = 5N$, tangentielle $F_t = 2N$, et un couple autour de l'axe de la poignée $C_n = 0.1Nm$ constituent le retour en effort des interactions entre l'outil et la surface de l'aube pour cette application.

L'équation dynamique du Delthaptic (2.28) permet de calculer les couples articulaires le long de cette trajectoire dimensionnante. L'évolution des couples articulaires pour la trajectoire de polissage apparaît sur la Figure 3.10. Ces couples articulaires évalués pour une tâche typique constituent le niveau de performances dynamiques exigé pour l'application haptique. Les courbes en Fig. 3.10 montrent que les couples articulaires aux limites dynamiques restent conformes aux couples maximum identifiés pour les deux robots Delta dans le paragraphe 3.2.2.

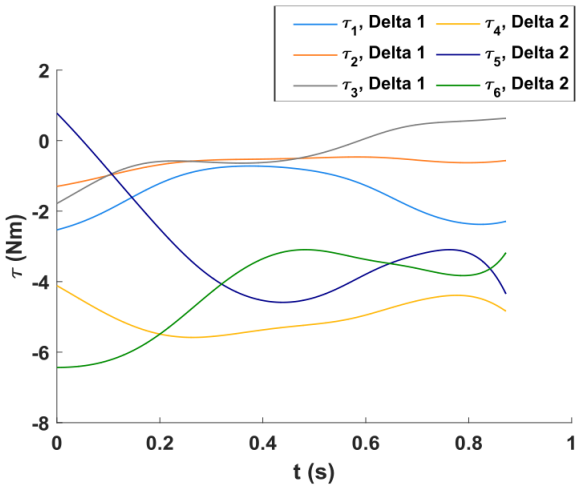


FIGURE 3.10. Couples articulaires dynamiques le long d'une trajectoire de polissage

Pour sélectionner des actionneurs et des systèmes de transmission adaptés et assurer les performances dynamiques, les couples articulaires efficaces pour cette trajectoire dimensionnante sont calculés grâce à l'équation 3.6. On obtient les couples efficaces suivant pour les 6 articulations actives : $\tau_{eff,1} = 1.61Nm$, $\tau_{eff,2} = 0.68Nm$, $\tau_{eff,3} = 0.7Nm$, $\tau_{eff,4} = 5.03Nm$, $\tau_{eff,5} = 3.42Nm$, et $\tau_{eff,6} = 4.42Nm$.

$$\tau_{eff} = \sqrt{\frac{\sum(\tau_i^2 \times dt_i)}{t_{tot}}} \tag{3.6}$$

Pour obtenir des caractéristiques dynamiques similaires dans toutes les directions et puisque les structures des robots Delta sont symétriques, la valeur maximale de couple efficace est sélectionnée pour dimensionner respectivement l'actionnement de chaque robot Delta. Les couples articulaires efficaces, permettant d'assurer le niveau de performances dynamiques exigé par l'application haptique, sont $\tau_{eff,Delta1} = 1.61Nm$ et $\tau_{eff,Delta2} = 5.03Nm$.

3.2.4 Sélection de l'actionnement

L'analyse des performances statiques et dynamiques du dispositif haptique a permis de déterminer les valeurs limites des couples articulaires nécessaires pour assurer les exigences du retour en effort. Ces valeurs de couples articulaires maximum et efficaces conduisent au choix des actionneurs et des systèmes de transmission pour chaque robot Delta.

Les moteurs sont sélectionnés successivement dans les gammes des constructeurs. Des systèmes à cabestan sont développés pour transmettre le couple des moteurs vers les articulations actives. Pour chaque moteur étudié, une solution est définie pour le système à cabestan en fixant son rapport de transmission $R_i = \dfrac{r_{mot,i}}{r_{cap,i}}$, où $r_{mot,i}$ est le rayon de la poulie hélicoïdale fixée sur l'arbre moteur et $r_{cap,i}$ le rayon de la poulie réceptrice du cabestan. Les trois critères de sélection de l'actionnement, rappelés en Eq. (3.7), mènent à la spécification d'une série de solutions actionneur/transmission adéquates vis-à-vis des performances attendues.

$$\begin{aligned} &\tau_{max,Deltai} \leq C^{max}_{mot,i}/R_i \quad (a) \\ &\tau_{eff,Deltai} \leq C^{nom}_{mot,i}/R_i \quad (b) \\ &J_{mot,i} \geq J_{eq,i}/20 \qquad (c) \end{aligned} \tag{3.7}$$

3.2.4.1 Inertie équivalente de la charge sur l'arbre moteur

Dans l'inéquation (3.7 - c), $J_{eq,i}$ désigne l'inertie équivalente de la charge, ramenée sur l'arbre des moteurs du robot Delta i. Il est important de noter que cette inertie équivalente varie en fonction de la configuration du robot dans l'espace de travail. L'inertie apparente de la charge sur chaque articulation actionnée peut être assimilée aux termes diagonaux de la matrice de l'énergie cinétique écrite dans l'espace articulaire. La matrice de l'énergie cinétique $A_{\oplus}$, exprimée dans l'espace articulaire, découle immédiatement de l'équation dynamique du Delthaptic (Eq.(2.29)). On en déduit l'inertie équivalente ramenée sur l'arbre du moteur par l'équation (3.8), en fonction du rapport de transmission.

$$J_{eq,i} = R_i^2 \, A_{\oplus}(i,i) \tag{3.8}$$

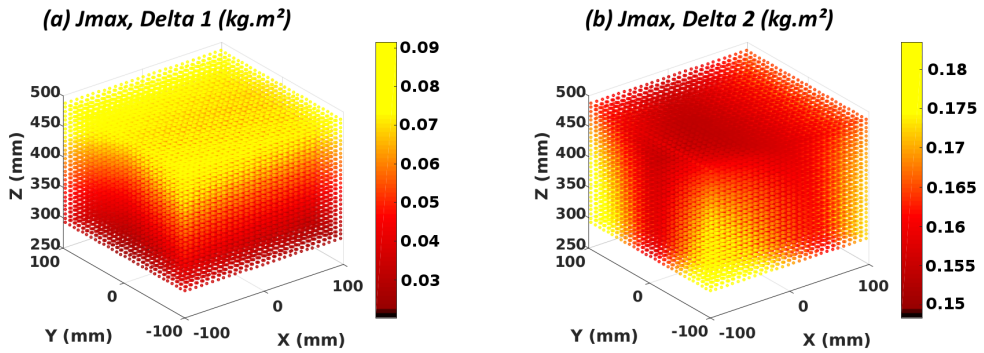


FIGURE 3.11. Inertie équivalente articulaire maximale des robots Delta, espace de travail en translation

L'inertie apparente de la charge dans l'espace articulaire est évaluée pour les deux robots Delta sur l'espace de travail prescrit. La valeur maximale de l'inertie équivalente articulaire

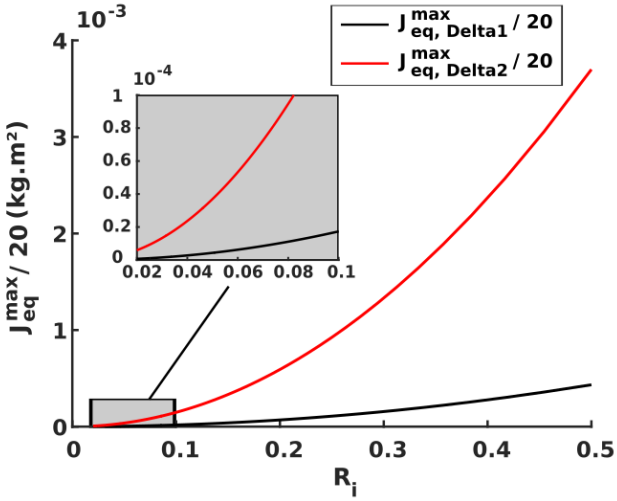


FIGURE 3.12. Inertie équivalente maximale ramenée sur l'arbre moteur pour chaque robot Delta

$J_{max} = max(A_{\oplus}(i,i))$ est représentée sur l'espace de travail en translation $(\phi\ \theta\ \psi) = (0\ 0\ 0)$, pour chaque robot Delta, en Figure 3.11.

L'inertie équivalente de la charge est reportée sur l'arbre des moteurs via le système de transmission. Ce transfert est calculé pour chaque robot Delta, sur l'espace de travail, grâce à l'équation (3.8). La Figure 3.12 représente l'inertie équivalente maximale J_{eq}^{max} ramenée sur l'arbre moteur pour chaque robot Delta, en fonction du rapport de transmission du cabestan R_i. Les valeurs tracées sont divisées par le rapport d'inertie maximal conseillé de 20 : 1 pour être comparables aux données inertielles des moteurs.

3.2.4.2 Choix d'une solution d'actionnement

La première étape de définition de l'actionnement du mécanisme consiste à choisir une technologie adaptée pour les moteurs et les systèmes de transmission. Pour le Delthaptic, un système de transmission par cabestan a été conçu pour assurer une grande transparence (Cf. chapitre 2). Le choix du type d'actionneurs doit correspondre aux exigences de l'application visée. [Poole et Booker, 2011] présentent une méthodologie pour sélectionner la technologie et la configuration optimales des actionneurs en évaluant trois indices de performances (force, course et fréquence) et en vérifiant les besoins de l'utilisateur. Pour assurer la portabilité de l'interface haptique et la sécurité de l'opérateur, des moteurs électriques sont préférés à des actionneurs de types pneumatiques ou hydrauliques. L'application haptique requière des couples articulaires précis, dans une large bande passante, pour des mouvements pouvant être très dynamiques comme quasi-statiques.

Lors d'un pilotage direct en couple, les moteurs synchrones brushless subissent un phénomène indésirable d'ondulation du couple effectif (torque ripple) provenant des perturbations de leur champ électromagnétique : discontinuités au passage des pôles du rotor (cogging) et variations non-sinusoïdales du flux (bobinage non-idéal du stator ou défauts de l'aimant du rotor). Plusieurs méthodes sont proposées dans la littérature pour anticiper et réduire ce phénomène d'ondulation. [Petrovic *et al.*, 2000] mettent en place une commande adaptative, dans la boucle de contrôle en courant, pour minimiser les ondulations de couple. Les paramètres d'ondulation (fréquences harmoniques) sont estimés en ligne et injectés dans la consigne en courant pour suivre la consigne de couple sans ondulation. D'autres auteurs cherchent à compenser les variations dans le flux

électromagnétique par modulation par méthode du vecteur spatial (SVM) en modifiant le flux de référence en fonction des mesures de courant statorique [Tang *et al.*, 2004]. Les effets de cogging, provenant du bobinage en encoches du stator, sont plus réguliers, donc plus faciles à compenser. [Favre *et al.*, 1993] optimisent la forme du courant de consigne pour obtenir un couple constant. Pour cela, l'amplitude et l'angle de phase des harmoniques du courant sont modifiés successivement pour supprimer les harmoniques du couple de cogging identifié (amplitudes des termes sin et cos égales à zéro). Cette approche de compensation du cogging par modification du spectre fréquentiel de la consigne en courant est une méthode très employée aujourd'hui, comme dans [Lee *et al.*, 2008] pour le moteur d'un véhicule hybride. Néanmoins, l'implémentation de telles stratégies de contrôle pour réduire les couples d'ondulation est complexe et pourrait affecter la qualité et les performances du retour en effort. C'est pourquoi d'autres technologies de moteurs, ne souffrant pas de ces effets électromagnétiques, sont préférées pour l'application haptique. Les moteurs à courant continu ne subissent pas de discontinuités électromagnétiques puisque leur rotor est équipé de collecteurs qui restent toujours au contact des balais d'alimentation. Il sont faciles à implémenter et peu couteux. Cependant, les frottements entre les collecteurs et les balais entraînent une usure et une détérioration des performances du moteur plus rapide que pour des moteurs brushless. Ils ont également des capacités en couple plus limitées. Une nouveau type de moteurs synchrones brushless a été récemment développé pour éviter le phénomène de cogging. Les bobinages du stator, usuellement réalisés en créneaux autour de dents en fer, sont remplacés par un bobinage laminé ou empilé, sans encoche, éliminant les discontinuités au passage des dents. Ces moteurs, dit de slotless, permettent une régulation très précise du couple tout en conservant les avantages des machines synchrones brushless. Ils sont onéreux et restent aujourd'hui limités à des applications de précision à faibles couples, mais leur développement devrait mener à des solutions d'actionnement très performantes d'ici quelques années. Enfin, l'emploi de moteurs couples, moteurs synchrones brushless ayant un grand nombre de paires de pôles, permet de réduire le couple de cogging en lissant les discontinuités électromagnétiques. Ces moteurs atteignent des couples élevés à faibles vitesses. Ils constituent des solutions pour entraînement direct, robustes et compactes, éliminant les problématiques de flexibilité ou de jeu du système de transmission.

Plusieurs solutions d'actionnement sont adaptées aux exigences de l'application haptique et présentent les performances souhaitées. Des solutions vérifiant les trois critères de sélection de l'équation (3.7) sont présentées dans les tableaux 3.4 et 3.5. Le premier tableau explore des solutions combinant des moteurs à courant continu à balais, alimentés sous une tension nominale de 48V, et des systèmes de transmission par cabestan. Les rapports de transmission R_i sont calculés pour chaque moteur en évaluant le plus petit rayon du cabestan permettant de vérifier les critères de sélection. Pour chaque solution d'actionnement, pour les deux robots Delta, le critère limitant (a), (b), ou (c) est indiqué dans le tableau.

TABLE 3.4. Moteurs à courant continu à balais et systèmes de transmissions par cabestan

Désignation moteur	$Ø_{mot}$ [mm]	C_{mot}^{max} [Nm]	C_{mot}^{nom} [Nm]	J_{mot} [kg.cm^2]	R_1	Critère limitant (1)	R_2	Critère limitant (2)
Maxon RE35	6	0.498	0.106	0.066	1/30	*(c)*	1/52	*(c)*
Crouzet 89830	8	1.23	0.18	0.38	1/13	*(c)*	1/28	*(b)*
Maxon RE40	6	0.814	0.19	0.12	1/22	*(c)*	1/39	*(c)*
Crouzet 89890	8	2.68	0.29	0.65	1/10	*(c)*	1/18	*(b)*
Maxon RE50	8	7.37	0.42	0.542	1/11	*(c)*	1/19	*(c)*
Maxon RE65	12	16.1	0.8	1.34	1/7	*(c)*	1/12	*(c)*

Les solutions d'actionnement possibles pour le Delthaptic, présentées ci-dessus, montrent que les critères (b), visant à respecter les performances dynamiques en assurant un couple nominal suffisant, et (c), limitant la différence d'inertie entre la charge entraînée et l'arbre moteur, sont des aspects fondamentaux dans la procédure de sélection. Ils mènent à la définition de plus grands rayons de cabestan (donc de plus petits rapports de transmission) que la simple condition de couple maximal articulaire.

Le tableau 3.5 décrit des solutions à entraînement direct par moteurs couples. Seuls les critères (a) et (b) sont considérés pour le choix de ce type d'actionnement, puisque le rapport d'inertie limite n'a de sens qu'en présence d'une certaine flexibilité dans le système de transmission.

TABLE 3.5. Entraînement direct par moteurs couples synchrones brushless

Désignation moteur	$Ø_{mot}^{int}$ [mm]	C_{mot}^{max} [Nm]	C_{mot}^{nom} [Nm]	Nombre paires de pôles	Robot Delta
Bobinage à encoches					
AlliedMotion MF0076044	47	21	1.74	16	Delta 1
Celera Motion ULT-91	41	5.595	1.865	20	Delta 1
MotorPower SKA DDR090.30	30	15.9	2	14	Delta 1
Technai MK-CI 93-020WA	45	9	2.2	22	Delta 1
Technai MK-CI 93-030WA	45	13.3	3.3	22	Delta 1
Celera Motion UTH-114	53	10.768	3.589	16	Delta 1
Celera Motion UTH-100	43	11.855	3.952	12	Delta 1
Celera Motion UTH-127	53	12.33	4.11	12	Delta 1
Celera Motion ULT-165	109	17.771	5.924	36	Delta 2
Celera Motion UTO-200	168	17.541	5.947	30	Delta 2
Celera Motion UTH-165	118	25.67	8.56	32	Delta 2
Celera Motion UTH-152	89	31.66	10.55	20	Delta 2
Etel TMB+ 0140	60	39.6	21.6	22	Delta 2
Moteurs slotless					
Celera Motion UTS-222	191	9.222	3.074	64	Delta 1
Celera Motion UTS-292	242	40.767	13.589	32	Delta 2

Le choix de la solution d'actionnement, c'est-à-dire, pour le Delthaptic, d'un moteur et du système de transmission par cabestan associé, demeure une décision du concepteur. Toutes les solutions mises en avant dans les tableaux 3.4 et 3.5 peuvent être envisagées pour le dispositif haptique. Une solution combinant un moteur à courant continu et une transmission par cabestan est peu couteuse et permet l'utilisation de moteurs plus standards. Cependant, les dimensions du moteur et le rayon du cabestan sont des aspects à prendre en compte pour l'intégration de l'actionnement au sein du mécanisme. Le choix d'un moteur couple présente l'avantage de constituer un entraînement direct, compact et rigide de l'articulation active. Mais les gammes de moteurs couples aujourd'hui proposées par les constructeurs visent des applications à couples très élevés et semblent sur-dimensionnées pour le dispositif haptique. Parmi les solutions possibles, nous sélectionnons pour la suite de la conception des moteurs à courant continu à balais pour les deux robots Delta : des Maxon RE 40 entraîneront le Delta 1 avec un rapport de transmission $R_1 = 1/22$ et des moteurs Maxon RE 50 sont sélectionnés pour le second robot Delta, combinés à une transmission de rapport $R_2 = 1/19$. Ce choix est motivé par l'intégration aisée des moteurs à courant continu et par l'utilisation de poulies réceptrices identiques pour les cabestans des six articulations actives (réduction des coûts de fabrication).

3.3 Optimisation globale de la dynamique du Delthaptic

Lors des deux premières phases de l'optimisation, l'architecture du Delthaptic a été optimisée d'un point de vue cinématique et son actionnement a été sélectionné pour assurer les exigences du retour en effort. A ce stade, le mécanisme vérifient l'ensemble des impératifs de conception et constitue un dispositif haptique polyvalent. Cependant, la dynamique du mécanisme est un aspect essentiel pour constituer un dispositif optimal et transparent. Une seconde optimisation multiobjectif de la dynamique du mécanisme complet permet d'ajuster l'ensemble des paramètres de conception, c'est-à-dire à la fois les paramètres géométriques structurels et les paramètres des systèmes de transmission. Cette dernière étape d'optimisation mène à un mécanisme optimal vis-à-vis d'une application visée et prend en compte les interactions entre les paramètres géométriques, les paramètres d'actionnement et les performances dynamiques du système.

3.3.1 Des indices de performances dynamiques, un état de l'art

Les performances dynamiques d'un mécanisme polyarticulé peuvent être spécifiées par un certain nombre de critères. De nombreux papiers adressent l'optimisation de ces indices de performances dynamiques dans la littérature. Nous dressons ici un état de l'art des critères d'optimisation dynamiques.

Masses, inerties et isotropie dynamique

Un des premiers indices dynamiques d'optimisation est introduit par [Asada, 1983] avec l'ellipsoïde d'inertie généralisé *GIE* représentant les caractéristiques dynamiques du manipulateur suivant ses coordonnées généralisées. Il propose alors d'utiliser le *GIE* pour optimiser les dimensions et la distribution de masse du manipulateur afin d'obtenir des caractéristiques inertielles uniformes suivant toutes les directions (le *GIE* tend vers une sphère). [Ma et Angeles, 1993] reprennent cette idée d'isotropie dynamique en proposant l'indice de conditionnement dynamique *DCI*. Le *DCI* est une mesure de la distance entre la matrice d'inertie généralisée du système et une matrice d'inertie idéale isotrope. L'isotropie dynamique est aujourd'hui un critère très utilisé pour l'optimisation des caractéristiques inertielles d'un système. Dans une optimisation multicritère d'un robot Delta linéaire, [Kelaiaia *et al.*, 2012] cherchent à maximiser l'isotropie des performances dynamiques du robot en minimisant un indice de dextérité dynamique, défini par le conditionnement de la matrice d'inertie dans l'espace opérationnel $\kappa_M = \kappa(\mathbf{\Lambda}_{\oplus})$. L'indice global de dextérité dynamique est introduit par [Wu *et al.*, 2008] comme $\frac{1}{W}\int_W \kappa_M dW$.

Un indice global dynamique *GDI* est souvent employé dans l'optimisation de dispositifs haptiques pour minimiser l'inertie effective du système [Unal *et al.*, 2008a, Khan *et al.*, 2011b]. Il quantifie l'effet défavorable maximal de l'inertie du mécanisme sur ses performances dynamiques, en considérant la valeur singulière maximale de la matrice d'inertie sur l'espace de travail. Maximiser cet indice global dynamique $GDI = min(\frac{1}{1+\sigma_{max}(\mathbf{\Lambda}_{\oplus,i})}),\ \forall\ P_i\ \in\ W$ revient donc à réduire les effets inertiels les plus néfastes du système. Plus simplement, la masse globale du système peut être approximée en écrivant un critère sur-mesure dépendant des paramètres d'optimisation, comme dans [Vlachos et Papadopoulos, 2006] où il est proposé de minimiser la somme des longueurs des composants optimisés, proportionnelles à leurs masses.

D'autres auteurs cherchent à tendre vers une matrice d'inertie généralisée diagonale [Tourassis et Neuman, 1985] et le plus constante possible le long de l'espace de travail

[Youcef-Toumi et Asada, 1987]. Une telle matrice d'inertie simplifie l'équation dynamique du système et réduit les couplages dynamiques non-linéaires.

Capacité en effort et en accélération

Tout comme la dextérité, le concept de manipulabilité est étendu à un indice de manipulabilité dynamique $w_d = \sqrt{det(\mathbf{\Lambda}_{\oplus}\, \mathbf{\Lambda}_{\oplus}^T)}$, caractérisant la capacité du mécanisme à transmettre des accélérations dans l'espace opérationnel [Yoshikawa, 1985a]. Néanmoins, l'utilisation de cet indice devient délicate lorsque la matrice d'inertie n'est pas homogène en unité. De plus, cet indice est restreint à l'analyse de la matrice d'inertie, et ne prend donc pas en compte les effets centrifuges ou de Coriolis sur la capacité d'accélération. [Khatib et Bowling, 1996, Bowling et Khatib, 2005] présentent une méthode pour considérer séparément les quantités en rotation et en translation. Ils définissent l'*équation aux capacités dynamiques* qui intègre l'ensemble des effets dynamiques du système et permet d'évaluer fidèlement sa capacité et son isotropie en accélération dans une configuration donnée. Pour gérer le problème d'homogénéité dans l'évaluation des performances, [Gregorio et Parenti-Castelli, 2005] modifient leur indice de *rapidité*, caractérisant l'aptitude du mécanisme à produire des accélérations dans l'espace opérationnel, et l'indice de dextérité dynamique en considérant distinctement les composantes en translation, en rotation, et les couplages.

De manière analogue à la capacité en accélération, les performances du mécanisme en effort peuvent être optimisées. [Ozaki *et al.*, 1996] évalue la capacité en effort sur l'espace de travail par un indice global de charge utile $GPI = \frac{1}{W}\int_W \parallel F_{min} \parallel dW$, en calculant l'effort limite que peut assurer statiquement le manipulateur dans toutes les directions par $\parallel F_{min} \parallel = \sqrt{\sigma_{min}(\boldsymbol{J}^{-T})}$. Cet indice est inspiré de [Kurtz et Hayward, 1992], où les auteurs approximent la capacité en effort statique maximale comme la moyenne sur l'espace de travail $\frac{1}{W}\int_W F_{max} dW$ de $F_{max} = 1/\sigma_{min}$. [Ergin *et al.*, 2011] définissent de manière similaire un indice global de transmission en effort $GFTI = max(\parallel J_i \parallel_F),\ \forall\ P_i\ \in\ W$, où $\parallel\parallel_F$ désigne la norme de Frobenius, qu'ils minimisent pour augmenter la capacité en effort statique d'une interface haptique. Toutefois ces critères ne considèrent que l'équation statique du système et ne tiennent pas compte des effets dynamiques sur la capacité en effort.

[Vlachos et Papadopoulos, 2006] proposent de manière alternative de minimiser les termes dynamiques parasites (effets inertiels, de Coriolis, centrifuges, et gravité), sur une trajectoire dimensionnante discrétisée en P_k points, pour maximiser les performances dynamiques de leur dispositif haptique. En minimisant le terme parasitaire $f_p = \sum_k \parallel \mathbf{\Lambda}_{\oplus}\, \ddot{X}_k + \boldsymbol{\mu}_{\oplus} + \boldsymbol{p}_{\oplus} \parallel$, les auteurs maximisent implicitement la capacité du retour en effort sur la trajectoire. Dans [Zhao, 2013], les couples et les puissances articulaires nécessaires pour compenser l'ensemble des effets dynamiques du robot sont calculés en considérant des valeurs maximales de vitesse et d'accélération. La minimisation de ces couples et puissances articulaires, consommés pour compenser les effets dynamiques, optimise la capacité en effort du mécanisme.

Le tableau 3.6 résume ces critères de performances dynamiques, les objectifs d'optimisation visés et les désavantages qu'ils peuvent comporter.

TABLE 3.6. Indices de performances dynamiques

Indices de performances	**Objectifs**	**Inconvénients**
- Masses minimum des composants - Indice global dynamique max - Matrice d'inertie diagonale - Dextérité dynamique max - Indice de conditionnement dynamique min	Effets inertiels réduits Peu de couplages dynamiques Isotropie dynamique	- Indices non invariants au changement d'unités - Dépendent du choix de la norme calculée (norme 2, Euclidienne, ou infinie)
- Ellipsoïde d'accélération (AE) max - Excentricité de AE min - Manipulabilité dynamique max - Indice de rapidité - Termes dynamiques parasites min	Capacité d'accélération max Capacité d'accélération isotrope Capacité en effort max	- Modèle dynamique complet du système requis - Les limites en couples articulaires ou une trajectoire dimensionnante doivent être définies

3.3.2 Processus d'optimisation multicritère

L'optimisation multiobjectif du Delthaptic sous critères dynamiques doit permettre d'ajuster l'ensemble des paramètres de conception pour assurer des performances dynamiques optimales vis-à-vis de l'application haptique. Les paramètres d'optimisation $I_d = (L_{1,1}\ L_{1,2}\ L_{2,1}\ L_{2,2}\ r_1\ r_2\ a_1\ a_2\ H\ p\ R_1\ R_2)$ comportent à la fois les paramètres géométriques de la structure et les paramètres de transmission. Les paramètres sont optimisés dans les intervalles présentés dans le tableau 3.7, centrés autour des valeurs déterminées via les précédents processus d'optimisation.

TABLE 3.7. Valeurs limites des paramètres d'optimisation dynamique

Paramètres	$L_{1,1}$	$L_{1,2}$	$L_{2,1}$	$L_{2,2}$	r_1	r_2	a_1	a_2	H	p	R_1	R_2
Borne inférieure $[mm]$	150	250	250	300	-200	-200	80	80	200	100	1/30	1/30
Borne supérieure $[mm]$	450	550	550	600	100	100	200	200	600	150	1/15	1/15

Il convient de choisir des objectifs d'optimisation adaptés pour obtenir une interface haptique optimale et transparente. Parmi les indices de performances dynamiques résumés dans le tableau 3.6, deux types d'objectifs se dégagent : la réduction des effets inertiels et la maximisation de la capacité dynamique du mécanisme. Ces objectifs semblent, à première vue, évoluer de la même manière. Lorsque les effets inertiels diminuent la capacité en effort et en accélération du mécanisme augmente. Pourtant, un dispositif haptique très compact aura une inertie minimale mais ne présentera pas les meilleures performances en effort. En effet, l'optimisation cinématique a démontré que réduire les dimensions du mécanisme entraîne une diminution de sa dextérité (augmentation du conditionnement de la Jacobienne). Or la capacité du système à fournir des efforts dépend de ce conditionnement qui caractérise la chaîne de transmission de l'espace articulaire à l'espace opérationnel ($\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T\ \boldsymbol{F}$). Cette observation souligne l'importance de minimiser d'une part les effets inertiels, et donc implicitement les effets de la gravité, et d'autre part, la capacité dynamique du mécanisme à fournir des efforts/accélérations dans l'espace opérationnel suivant les limites de couples articulaires.

Le premier terme objectif de l'optimisation dynamique vise à minimiser les effets inertiels du dispositif haptique et ainsi augmenter sa transparence en espace libre. La matrice d'inertie effective du Delthaptic est la somme de l'inertie de la chaîne cinématique de la poignée et des effets inertiels des deux robots Delta ramenés dans l'espace opérationnel (Eq. (2.28)). Les paramètres d'optimisation I_d n'ayant pas d'influence sur l'inertie de l'effecteur, il est choisi de ne considérer

que les effets inertiels des deux robots Delta. Le premier objectif minimise donc la norme et le conditionnement des matrices d'inertie des robots Delta écrites dans leur espace opérationnel $\mathbf{\Lambda}_{Di}$. Il doit mener aux propriétés inertielles les plus petites et les plus isotropes possibles. Le choix des matrices d'inertie des robots Delta, qui sont homogènes en unité, permet d'appliquer un tel critère d'optimisation.

La capacité en effort est une performance dynamique essentielle pour une interface haptique, puisqu'elle doit recréer le ressenti de la tâche à l'opérateur via le retour haptique. Le second objectif d'optimisation est donc de maximiser la capacité en effort du dispositif d'un point de vue dynamique. Pour cela, il est choisi d'évaluer les couples articulaires $\boldsymbol{\tau}$ nécessaires pour produire le retour d'effort et compenser les termes dynamiques parasites (effets centrifuges, de Coriolis, gravité) le long d'une trajectoire dimensionnante. La trajectoire typique de polissage (Fig. 3.9) est à nouveau adoptée pour notre optimisation, recentrée verticalement à chaque itération suivant le paramètre H de l'espace de travail. Les couples articulaires sont calculés le long de la trajectoire dimensionnante discrétisée en P_l positions, grâce à l'équation dynamique du Delthaptic : $\boldsymbol{\tau}(P_l) = \boldsymbol{J}^T\ (\mathbf{\Lambda}_{\oplus}\,\ddot{X} + \boldsymbol{\mu}_{\oplus} + \boldsymbol{p}_{\oplus} + \boldsymbol{F}_{op})(P_l)$.

Les cinq contraintes de l'optimisation cinématique, décrites en Eq. (3.1), sont à nouveau intégrées au terme de pénalité pour assurer successivement l'amplitude maximale des mouvements articulaires F_{C1}, l'accessibilité de l'espace de travail requis F_{C2}, la non présence de singularité sur l'espace opérationnel F_{C3}, le choix du mode d'assemblage F_{C4} et le choix du mode de travail F_{C5}. Trois contraintes dynamiques supplémentaires sont implémentées pour assurer les exigences fonctionnelles du retour d'effort.

- F_{C6} : Les couples articulaires maximum assurent statiquement le retour en effort maximal de $20N$ et de $0.5Nm$ sur l'espace de travail prescrit (P_k).

- F_{C7} : Le rapport d'inertie entre l'inertie de la charge entraînée et l'inertie de l'arbre moteur reste inférieur au rapport d'inertie conseillé de 20 : 1 sur l'espace de travail opérationnel.

- F_{C8} : Les couples efficaces articulaires pour la trajectoire dimensionnante de polissage sont toujours inférieurs aux couples nominaux autorisés pour les systèmes d'actionnement.

Ainsi, le terme de pénalité pour l'optimisation des performances dynamiques est exprimé comme suit :

$$F_{Cd} = F_{C1}10^{40} + F_{C2}10^{35} + F_{C3}10^{30} + F_{C4}10^{25} + F_{C5}10^{20} + F_{C6}10^{15} + F_{C7}10^{10} + F_{C8}10^{5} \quad (3.9)$$

$$\begin{cases} F_{C6} = \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}(\tau_{max,i}(P_k) > \dfrac{C_{mot,i}^{max}}{R_i}) \\ F_{C7} = \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}(J_{eq,i}^{max}(P_k)/20 > J_{mot,i}) \\ F_{C8} = \sum_{i=1}^{6}(\tau_{eff,i} > \dfrac{C_{mot,i}^{nom}}{R_i}) \end{cases}$$

Les deux fonctions objectifs sont composées du terme de pénalité et des composantes à minimiser pour obtenir des performances dynamiques optimales.

$$\begin{aligned} F_{1d} &= F_{Cd} + \sum_{k=1}^{n}\sum_{i=1}^{2}(\| \mathbf{\Lambda}_{Di}(P_k) \| + \kappa(\mathbf{\Lambda}_{Di}(P_k)))/n \\ F_{2d} &= F_{Cd} + \sum_{l=1}^{m}\max(| \boldsymbol{\tau}(P_l) |)/m \end{aligned} \tag{3.10}$$

3.3.3 Ajustement des paramètres géométriques et de l'actionnement

L'ensemble des paramètres I_d est optimisé en minimisant les deux objectifs dynamiques, F_{1d} sur l'espace de travail requis et F_{2d} sur la trajectoire dimensionnante de polissage. Le front de Pareto de l'optimisation des performances dynamiques est obtenu en implémentant un algorithme génétique MOGA et apparaît sur la Figure 3.13.

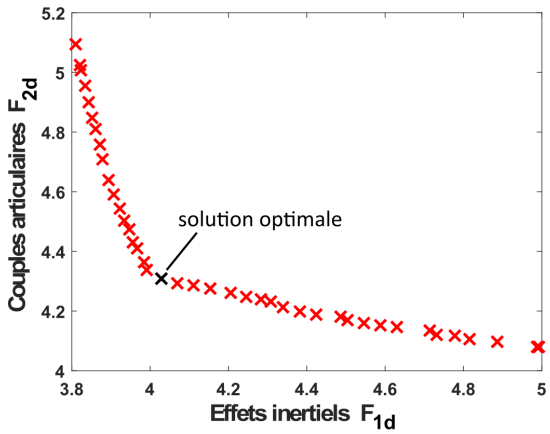


FIGURE 3.13. Front de Pareto pour l'optimisation des objectifs dynamiques

Le front de Pareto présente un point-selle facilement identifiable, qui sera choisi comme solution optimale pour le Delthaptic. Les nouveaux paramètres du dispositif haptique sont $I_d = (276, 362, 410, 545, -43, -39, 111, 138, 436, 131, 1/16, 1/16)$. La nouvelle structure du Delthaptic est légèrement plus grande que celle obtenue lors de l'optimisation cinématique. Cette plus grande taille est cohérente avec l'augmentation du pas de la vis-à-bille, demandant un plus grand espace opérationnel pour les deux robots Delta. Les tracés des indices de dextérité en Fig. 3.14 indiquent que cette nouvelle structure a un meilleur comportement vis-à-vis des singularités de contrainte sur son espace de travail. Bien que la dextérité cinématique des deux robots Delta soit légèrement inférieure à celle de la précédente structure, elle est plus homogène sur l'espace de travail. Une dextérité importante a un impact direct sur la capacité en effort du dispositif haptique, et minimise donc la fonction d'optimisation F_{2d}.

Pour autant, l'inertie semble bien optimisée par la minimisation de F_{1d} puisque les longueurs des bras, pièces massiques en alliage d'aluminium, sont réduites, alors que celles des parallélogrammes, composés de tubes en fibre de carbone, sont plus grandes. Les rayons des poulies réceptrices des cabestans semblent également réduits au maximum, dans les limites des contraintes de couples articulaires et du rapport d'inertie. La figure 3.15 représente la norme et le conditionnement de la matrice d'inertie des deux robots Delta, écrite dans leur espace opérationnel, sur l'espace

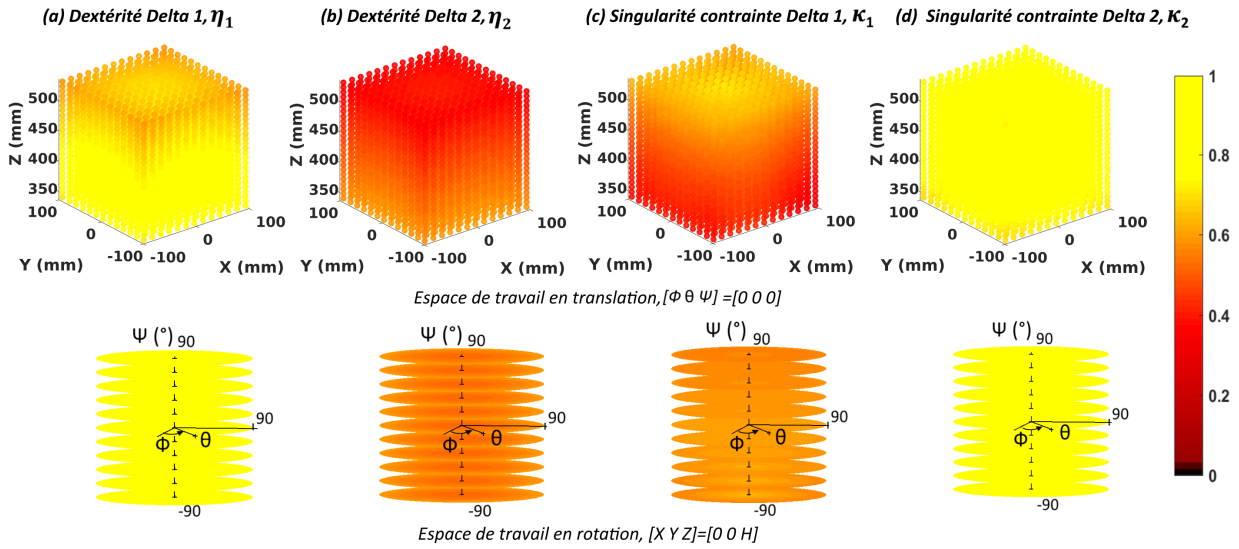


FIGURE 3.14. Indices de dextérité sur l'espace de travail, Delthaptic optimal

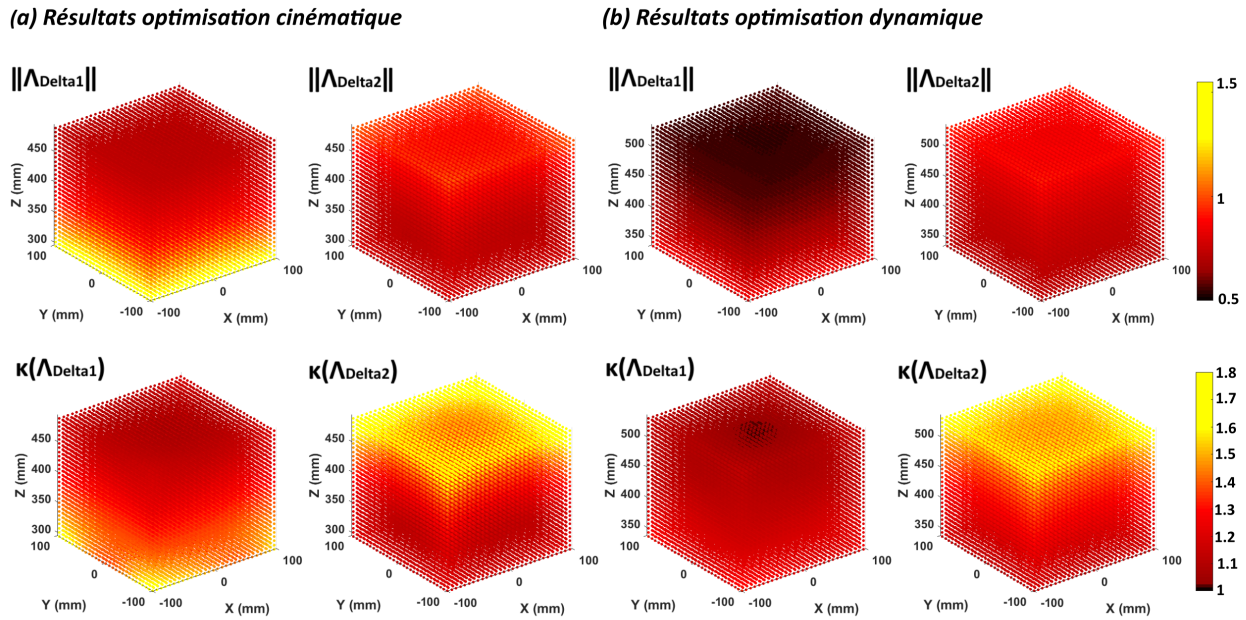


FIGURE 3.15. Matrices d'inertie des robots Delta, espace de travail en translation $(\phi\ \theta\ \psi) = (0\ 0\ 0)$

de travail en translation. La comparaison des résultats des optimisations sous critères cinématiques et dynamiques montre qu'au terme de l'optimisation dynamique les robots Delta présentent une inertie plus faible et plus isotrope sur l'espace de travail.

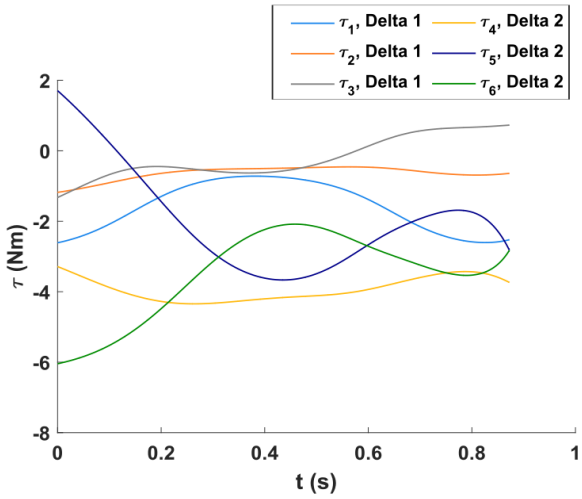


FIGURE 3.16. Couples articulaires le long de la trajectoire de polissage, Delthaptic optimal

Enfin, les couples articulaires sont évalués en Fig. 3.16 pour la trajectoire dimensionnante de polissage. Les couples efficaces calculés pour les articulations actives sont : $\tau_{eff,1} = 1.73Nm$, $\tau_{eff,2} = 0.66Nm$, $\tau_{eff,3} = 0.6Nm$, $\tau_{eff,4} = 3.95Nm$, $\tau_{eff,5} = 2.45Nm$, et $\tau_{eff,6} = 3.72Nm$. Les couples articulaires du robot Delta 2 sur la trajectoire dimensionnante sont bien plus petits que ceux obtenus à l'issu de l'optimisation cinématique. Le couple efficace maximal devient $\tau_{eff,Delta1} = 3.95Nm$. Bien que le couple efficace maximal pour le robot Delta 1 $\tau_{eff,Delta1} = 1.73Nm$ soit très légèrement supérieur à celui obtenu précédemment, les couples articulaires nécessaires ont globalement diminués. Le processus d'optimisation a eu un impact plus important sur les couples du robot Delta 2, étant donné que l'objectif F_{2d} visait à réduire le couple maximal le long de la trajectoire dimensionnante. L'optimisation dynamique mène donc à une meilleure capacité en effort du Delthaptic vis-à-vis de l'application typique de polissage.

Chapitre 4

Validation expérimentale et identification dynamique du Delthaptic

Sommaire

4.1 Construction et intégration d'un prototype 78
4.1.1 Réalisation mécanique 78
4.1.2 Architecture matérielle de commande 79
4.1.3 Architecture logicielle 81
4.1.4 Schéma de contrôle en boucle ouverte 83
4.2 Évaluation des performances du prototype 85
4.2.1 Accessibilité de l'espace de travail 85
4.2.2 Résolution en position 86
4.2.3 Précision du positionnement 87
4.2.4 Justesse du retour d'effort 89
4.3 Identification et compensation des effets dynamiques du prototype 91
4.3.1 Ajustement des masses pour la compensation de gravité 92
4.3.2 Compensation des phénomènes de cogging des actionneurs 93
4.3.3 Caractérisation des transmissions par cabestan 95
4.3.4 Intégration de la raideur dans l'évaluation de la position 97

La stratégie de conception mise en oeuvre dans les chapitres précédents a permis de développer un système de téléopération haptique polyvalent optimal. Une nouvelle architecture parallèle couplée est proposée, basée sur deux structures de robots Delta et offrant des caractéristiques essentielles pour la transparence du dispositif haptique. Les modèles cinématiques et dynamiques de cette architecture s'obtiennent aisément par assemblage des modèles des deux robots Delta et de la chaîne cinématique de l'effecteur. Les configurations singulières du Delthaptic sont également directement celles des manipulateurs qui le composent. Un processus d'optimisation itératif multiobjectif fixe les paramètres géométriques de la structure et les paramètres des systèmes de transmission. L'actionnement du mécanisme est sélectionné pour assurer les exigences du retour en effort et les performances dynamiques sur une trajectoire dimensionnante de polissage.

Ce chapitre présente la validation expérimentale du concept développé pour le Delthaptic et de son bon fonctionnement. Un prototype du dispositif haptique est construit au sein du laboratoire. Ses performances sont évaluées au cours de différents essais et comparées aux exigences de conception du cahier des charges. Les effets dynamiques altérant la transparence du dispositif sont estimés expérimentalement et intégrés dans la commande du système.

4.1 Construction et intégration d'un prototype

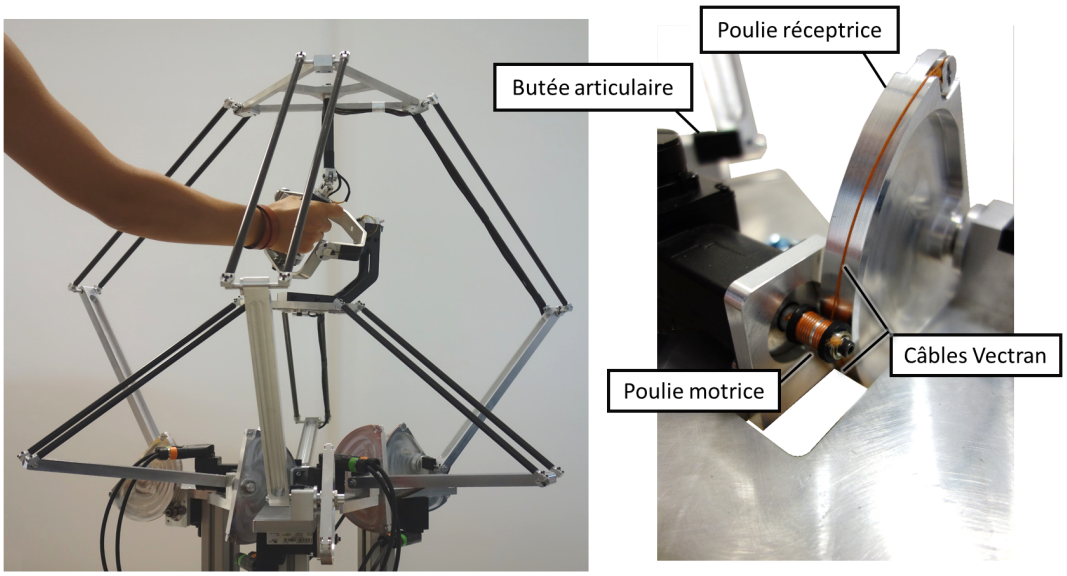
Un prototype du Delthaptic est réalisé dans le but de valider le fonctionnement correct d'une telle interface haptique. Du matériel industriel d'automation est utilisé pour assurer la commande du dispositif. Ce paragraphe présente la réalisation mécanique, l'architecture matérielle et logicielle, et la structure du schéma de commande du prototype.

4.1.1 Réalisation mécanique

Un premier prototype du Delthaptic est fabriqué et assemblé. Les choix technologiques et la conception des composants spécifiés dans le chapitre 2 sont adoptés pour le prototype. Les paramètres obtenus à l'issue du processus d'optimisation sont intégrés dans les modèles CAO de l'interface. Les dessins de définition des pièces du mécanisme sont établis et tolérancés pour assurer l'assemblage des différents composants. Les plans de fabrication mènent à l'usinage de l'ensemble des pièces du dispositif, principalement au sein de l'atelier du laboratoire. Le mécanisme comportant un grand nombre de composants, cette étape de fabrication s'est déroulée sur une période d'un an.

Certains composants du dispositif haptique conçu ont dû être modifiés lors de la fabrication du prototype. La réalisation sur-mesure du système vis-écrou de la poignée du Delthaptic, avec un pas de 120mm, demande l'usinage onéreux de composants spécifiques et unitaires. Aussi, il a été choisi d'employer une vis-à-billes standard pour ce premier prototype afin de valider dans un premier temps le fonctionnement global du dispositif haptique. Cette vis-à-billes a un pas de 20mm, suffisant pour assurer la réversibilité du mécanisme mais qui diminue notablement la capacité du système à produire un couple autour de l'axe de l'effecteur. Par ailleurs, des moteurs synchrones brushless 8LVA1 de B&R, disponibles au laboratoire, sont utilisés pour ce prototype. Bien que cette technologie de moteurs ne soit pas optimale pour une application haptique, ils permettent de valider le fonctionnement du Delthaptic. Les systèmes de transmission par cabestan sont ajustés à ces moteurs pour assurer le retour en effort et vérifier les trois contraintes de sélection de l'actionnement (couple maximal, couple efficace, et rapport d'inertie). Les six systèmes à cabestan ont un rapport de transmission $R_{cab} = 1/16$ pour ce prototype. La réalisation des systèmes à cabestan est présentée

sur la Figure 4.1. Ils sont composés d'une poulie hélicoïdale motrice, d'une poulie réceptrice, et de deux câbles en Vectran fixés à chaque extrémité des deux poulies.



(a) Prototype du Delthaptic *(b) Transmission par Cabestan*

FIGURE 4.1. Réalisation mécanique du prototype du Delthaptic

Les pièces sont réalisées en alliages d'aluminium ou en fibres de carbone et sont usinées avec des ouvertures pour réduire leur masse. Toutes les articulations sont montées sur des roulements rigides à billes afin de réduire les frottements dans le mécanisme. Les composants sont assemblés minutieusement pour constituer les deux robots Delta, le cardan modifié supérieur, le mécanisme gyroscopique inférieur et la poignée du dispositif haptique. L'architecture mécanique du Delthaptic ainsi construite apparaît en Fig. 4.1. Des butées mécaniques sont installées sur les articulations actives pour éviter les dommages qui pourraient survenir si l'opérateur tentait de dépasser le débattement angulaire autorisé.

4.1.2 Architecture matérielle de commande

Un système d'exploitation performant et des communications à grandes vitesses sont nécessaires pour assurer le contrôle en temps réel des composants. L'architecture matérielle de commande du Delthaptic est présentée sur la Figure 4.2.

Il est choisi d'utiliser du matériel industriel pour l'armoire de commande du prototype. D'une part, ce type de matériel est robuste et permet une implémentation sûre et répétable des fonctions de contrôle pour l'application haptique. D'autre part, le système développé doit être facilement intégrable dans des cellules multirobots, pour piloter différents manipulateurs sur diverses tâches. Le choix de matériel industriel standard pour la commande du Delthaptic en fait une solution ouverte et adaptable.

Les articulations actives du prototype sont pilotées par des servo-variateurs ACOPOS de B&R Automation. Chaque servo-variateur gère l'alimentation et les boucles de régulation internes (en position, vitesse et courant) de deux moteurs. Le PC industriel régit l'ensemble des fonctions de niveau supérieur et supervise les opérations des servo-variateurs. Il calcule cycliquement les programmes de contrôle pour l'application haptique, évalue les modèles des robots nécessaires et

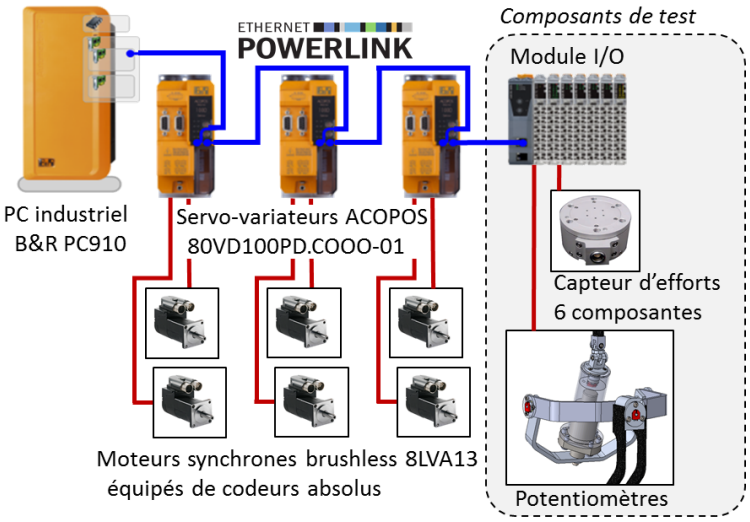


FIGURE 4.2. Architecture matérielle de la commande du Delthaptic

gère le pilotage haut-niveau des axes du Delthaptic. L'intégration d'un tel organe de commande dédié dans l'architecture matérielle du Delthaptic permet un fonctionnement robuste et autonome du système de téléopération. Son processeur performant offre également une très grande capacité de calcul, embarquée dans l'armoire de commande. Un module d'entrées-sorties est ajouté temporairement dans l'armoire de contrôle pour intégrer des composants additionnels de validation expérimentale du prototype. Il gère les capteurs externes de test : des potentiomètres pour estimer l'orientation de la poignée et un capteur d'effort pour évaluer le retour haptique dans l'espace opérationnel.

Le choix d'un protocole de communication temps-réel est essentiel pour assurer la synchronisation des axes du Delthaptic et veiller à respecter les fortes contraintes temporelles exigées pour la téléopération. Parmi les standards de communication, seuls POWERLINK IEEE 61158 et EtherCAT présentent les caractéristiques d'un système de communication temps-réel dur (hard real-time), c'est-à-dire d'un système qui satisfait impérativement le temps de réponse spécifié. L'utilisation du protocole industriel Ethernet POWERLINK pour le prototype garantit une communication temps-réel entre l'ensemble de ses composants, à une période de 400μs.

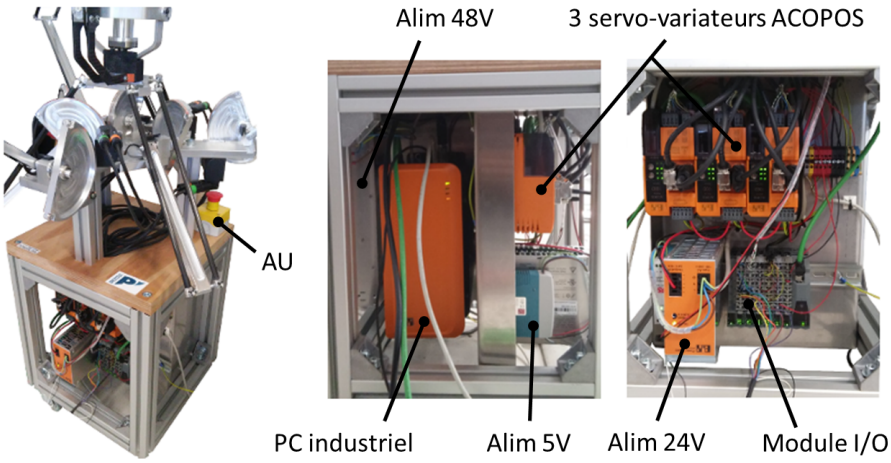


FIGURE 4.3. Armoire électrique du prototype

Les composants de commande et d'alimentation sont câblés et intégrés dans une armoire électrique compacte, encastrée dans le bâti du prototype (Fig. 4.3). Les schémas de câblages de l'armoire électrique du Delthaptic sont disponibles en Annexe C.

4.1.3 Architecture logicielle

Une architecture logicielle à plusieurs niveaux gère le pilotage du dispositif haptique et la communication entre l'ensemble de ses composants. Le schéma présenté sur la Figure 4.4 décrit globalement cette architecture logicielle du haut-niveau au plus bas niveau. Les différentes librairies sont développés en C++ et s'appuient sur la norme *IEC 61131-3* et les recommandations *PLCopen Motion*. Ces standards logiciels et matériels assurent le développement d'une architecture de commande ouverte, uniforme et universelle. Ainsi les librairies de base sont indépendantes du matériel utilisé et garantissent l'interopérabilité entre les composants d'une cellule robotique sous des contraintes de déterminisme temporel.

La gestion globale du dispositif haptique est réalisée par une machine d'états spécifique à la tâche dans un programme dédié à l'application. Ce programme implémente les blocs fonctionnels de modélisation et de contrôle du Delthaptic définis dans les classes de la librairie *RbHaptic*. L'ensemble des paramètres du robot est inclus via une sous-classe de *RbDataType* consacrée au dispositif haptique : *RbDelthapticParam*. En parallèle, un programme de management des axes assure leur pilotage, gère les informations échangées avec les servo-variateurs et les composants de mesure, et intègre les fonctions de sécurité du dispositif haptique telles que les limites articulaires ou les frontières de l'espace opérationnel.

Les programmes et la librairie dédiés au Delthaptic sont fondés sur le framework de contrôle multiaxe *RTRobMultiAxisControl* développé dans l'équipe RoBioSS [Vulliez *et al.*, 2018b] et en particulier sur sa librairie de base *RbSolution*. Cette librairie flexible et ouverte est complètement indépendante du matériel utilisé. L'ensemble des classes de *RbSolution*, basées sur les standards logiciels et la norme IEC, peuvent-être employées simplement et efficacement pour le pilotage des axes de tous systèmes robotiques. Les fonctionnalités de chacune de ces classes sont décrites sur le schéma architectural (Fig. 4.4). Parmi les classes fondatrices de la librairie, *RbAxeRob* met en place le mode de gestion de l'axe robotique, suivant un des quatre modes de marche suivants : manuel, automatique en position, automatique en vitesse, ou automatique en couple. *RbMcAxe* est la classe de base assurant la régulation de l'axe suivant la topologie de contrôle choisie. Cette topologie spécifie le niveau de régulation externe au contrôleur d'axe (ACOPOS), donc déporté dans le PC industriel : régulation en position, en vitesse, en courant, ou directe du moteur. *RbMcAxe* implémente la machine d'états PLCopen Motion et les blocs fonctionnels de mouvement et de gestion définis dans les classes abstraites de *RbMcPart1*. Dans ce package, deux modes d'intégration des fonctions de motion et d'administration des axes sont proposés : *Rb00_Mc* implémente directement les blocs fonctionnels dans le contrôleur, *Rb10_Mc* intègre les blocs fonctionnels via la librairie *ACP10_MC* de B&R. Les 18 blocs fonctionnels présentés en Figure 4.5 sont développés dans la librairie, 14 issus du standard PLCopen motion Part1&2 [PLCopen, 2011] et 4 fonctions additionnelles offrant des fonctionnements cycliques adaptés aux applications robotiques.

Pour l'application haptique, les boucles de régulation des moteurs sont implémentées dans les servo-variateurs ACOPOS à une période de 200μs en courant et en vitesse et de 400μs en position. Le PC industriel assure la réalisation de la tâche de téléopération, gère le comportement global du Delthaptic, et pilote les axes suivant le mode de fonctionnement associé à la machine d'états de l'application. Il actualise également les informations échangées avec ses composants d'actionnement et de mesure et avec le robot piloté. L'ensemble des programmes du contrôleur sont évalués cycli-

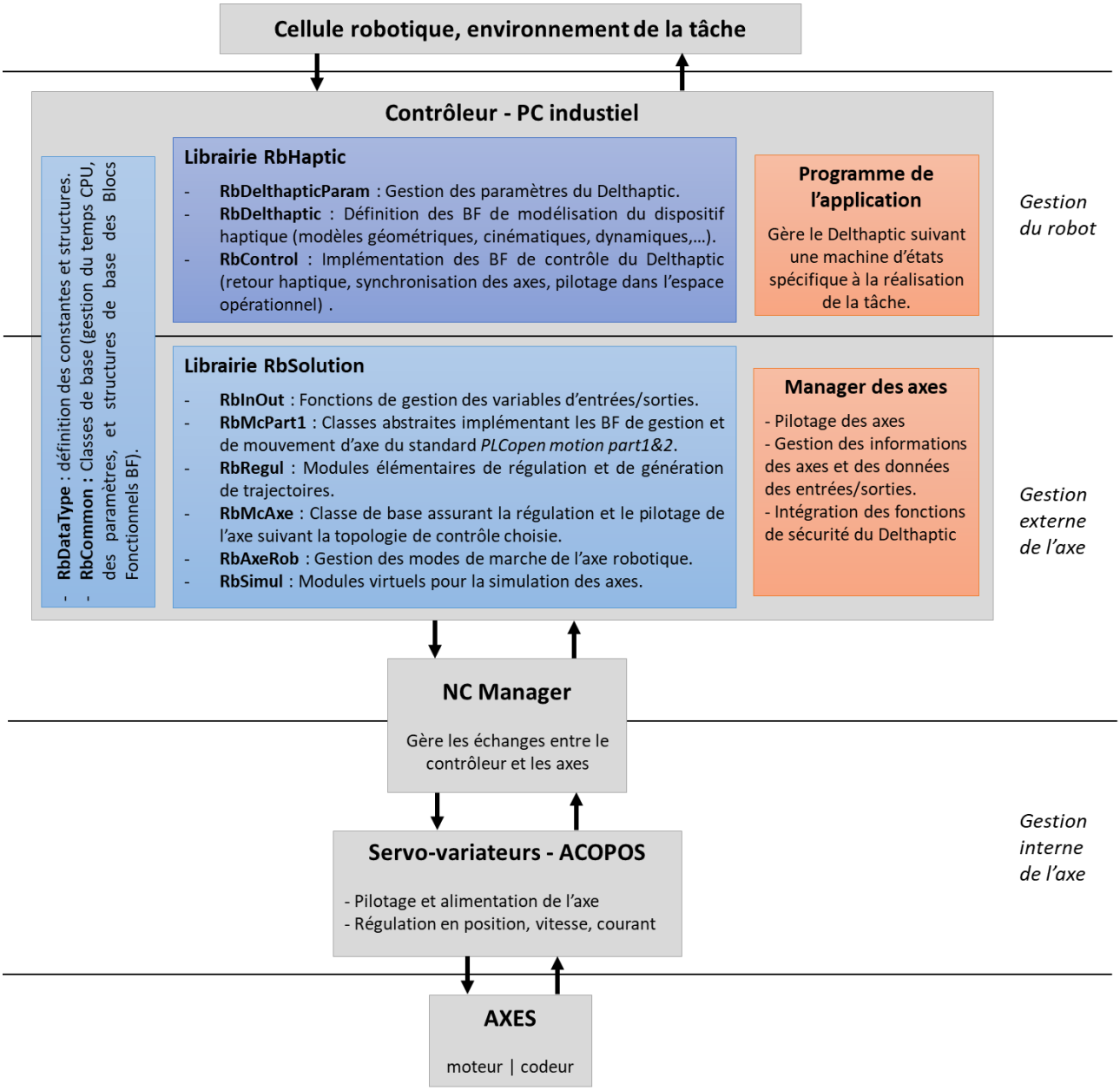


FIGURE 4.4. Architecture logicielle du Delthaptic

Blocs Fonctionnels standards PLCopen Motion

Gestion d'axe	*Motion*
RbMC_Power Contrôle l'étage de puissance **RbMcReadStatus** Donne le statut de l'axe dans la machine d'états **RbMcReadAxisError** Retourne le code d'erreur de fonctionnement **RbMcReadActualPosition** Retourne la position actuelle de l'axe **RbMcReadActualVelocity** Retourne la vitesse actuelle de l'axe **RbMcReadActualTorque** Retourne le couple actuel de l'axe **RbMcReadAxisInfo** Donne les informations de l'axe considéré **RbMcReset** Permet la réinitialisation des erreurs internes	**RbMcHome** Lance une séquence de recherche de la position d'origine (ou de référence) **RbMcStop** Commande un mouvement d'arrêt contrôlé et place l'axe dans l'état 'stopping' **RbMcHalt** Commande un mouvement d'arrêt contrôlé et place l'axe dans l'état 'standstill' **RbMcMoveAbsolute** Pilote le déplacement vers une position absolue de consigne **RbMcMoveVelocity** Pilote l'axe à une vitesse de consigne **RbMcTorque** Pilote l'axe à un couple de consigne

BF spécifiques

Motion
RbMC_MoveCyclicPosition Commande cycliquement un mouvement en position **RbMC_MoveCyclicVelocity** Commande cycliquement un mouvement en vitesse **RbMC_CyclicTorqueControl** Pilote l'axe cycliquement en couple **RbMc_CyclicLoad** Actualise cycliquement le couple de chargement

FIGURE 4.5. Blocs Fonctionnels de base intégrés dans *RbMcPart1*

quement toutes les 400μs. L'architecture logicielle efficace et la grande puissance de traitement du processeur offrent de faibles temps de calcul des programmes, compatibles avec les fréquences de communication : un temps moyen net de 22μs pour le gestionnaire d'axe et de 76μs pour contrôleur de l'application.

4.1.4 Schéma de contrôle en boucle ouverte

Pour évaluer le dispositif haptique, il est choisi dans un premier temps de contrôler le prototype en boucle ouverte. De cette manière, les performances estimées au cours des essais expérimentaux sont propres au prototype du Delthaptic et caractérisent la nouvelle architecture proposée. Ses performances pourront être améliorées, par la mise en oeuvre de stratégies de commande en boucle fermée, dans des travaux futurs. [Carignan et Cleary, 2000] comparent les différents schémas classiques de contrôle haptique en impédance et en admittance et analysent leur transparence et leur stabilité.

Le schéma de commande global, pour l'application haptique, est présenté sur la Figure 4.6. Le dispositif est contrôlé en couples articulaires, calculés à partir du retour haptique désiré dans l'espace opérationnel. Ce schéma standard de contrôle haptique en impédance en boucle ouverte est intuitif et ne présente pas de problème de stabilité. La justesse du retour en effort dépend de l'inertie, des frottements, et des erreurs de modélisation de l'interface haptique.

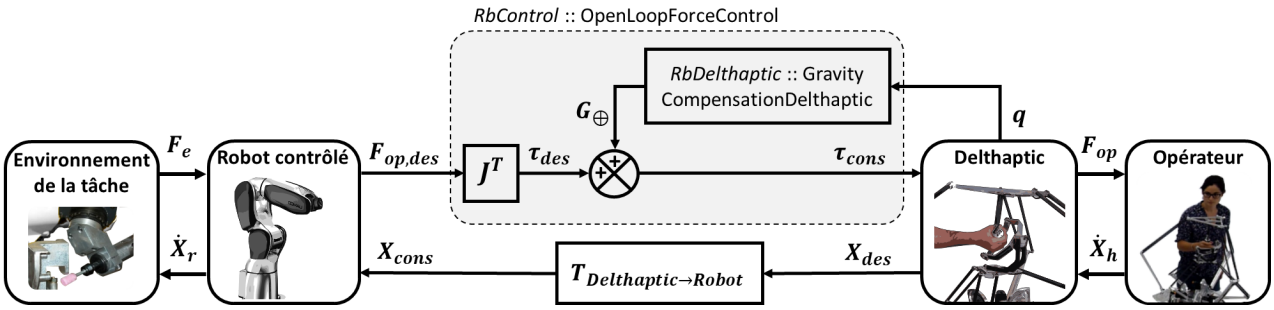


FIGURE 4.6. Schéma de commande global de l'application haptique

Pour cette première architecture de commande en boucle ouverte, les effets dynamiques du Delthaptic sur le retour en effort sont négligés. Une boucle d'anticipation incorpore des couples articulaires additionnels visant à compenser la gravité du dispositif haptique. La compensation de gravité est essentielle pour que l'opérateur puisse réaliser sa tâche sans ressentir le poids du système de téléopération. Elle est également facile à implémenter dès lors que l'on dispose d'un modèle statique du mécanisme assez précis.

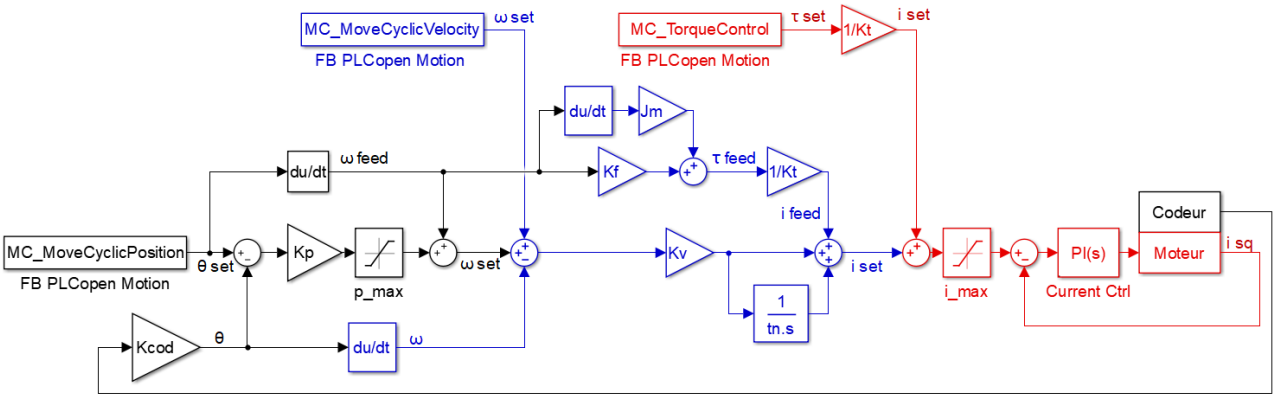


FIGURE 4.7. Boucles de régulation des axes

Les boucles de régulation des moteurs, en position, vitesse et courant, sont implémentées dans les servo-variateurs ACOPOS. Les axes du Delthaptic peuvent changer de mode de fonctionnement cycliquement, vis-à-vis de la réalisation de la tâche. Ces modes de fonctionnement correspondent aux différents blocs fonctionnels de mouvement PLCopen Motion présentés précédemment. Le dispositif haptique peut donc être piloté cycliquement en positions, en vitesses et en couples articulaires. Le schéma de contrôle pour les moteurs du prototype est détaillé sur la Figure 4.7. Lors d'une consigne en couple, les boucles de régulation en position et vitesse sont inactives, et la consigne de couple est injectée en entrée de la boucle de courant (indiquée en rouge sur le schéma). Les paramètres de correction, réglés de manière identique pour l'ensemble des moteurs, sont présentés dans le tableau 4.1.

TABLE 4.1. Paramètres de régulation des moteurs du prototype

Paramètres	Description	Valeurs	Unités
`Kcod`	Gain codeur	$2\pi/2^{18}$	$rad/incr$
`Kp`	Gain proportionnel en position	260	s^{-1}
`p_max`	Action proportionnelle max	10^{30}	rad/s
`Kv`	Gain proportionnel en vitesse	0.15	$A.s$
`tn`	Constante de temps d'intégration en vitesse	0	s
`Kf`	Coefficient de frottements visqueux du moteur	0.01258	$Nm.s$
`Jm`	Moment d'inertie de l'arbre moteur	2.98×10^{-6}	$kg.m^2$
`Kt`	Constante de couple du moteur	0.23	Nm/A
`i_max`	Courant maximal du moteur	5.2	A
`Ki`	Gain proportionnel en courant	8.374	V/A
`ti`	Constante de temps d'intégration en courant	0.00116	s

4.2 Évaluation des performances du prototype

Le prototype du Delthaptic doit permettre de valider le fonctionnement d'un tel système de téléopération haptique et d'évaluer ses performances vis-à-vis des exigences de conception. Cette partie vise à valider les principales caractéristiques du système, essentielles pour assurer la transparence du dispositif haptique. Quatre des critères de performances, définis dans le cahier des charges au chapitre 1, sont évalués pour le Delthaptic : l'espace de travail, la résolution en position, la précision du positionnement, la fidélité de l'effort transmissible par le dispositif.

4.2.1 Accessibilité de l'espace de travail

L'espace de travail souhaité pour le Delthaptic, $200 \times 200 \times 200mm$ en translation et $\pm 90 \times \pm 90 \times \pm 90°$ en rotation, a été une des principales contraintes d'optimisation et doit donc être couvert par le prototype.

Il est important de limiter les mouvements de l'opérateur, afin d'éviter des détériorations qui pourraient survenir si le mécanisme rencontrait une configuration singulière en dehors de cet espace de travail prescrit. Pour cela, une perception virtuelle de la frontière de l'espace opérationnel est mise en oeuvre par un ressenti haptique. Des murs virtuels limitent ainsi l'espace opérationnel en translation. Chaque face de l'espace de travail en translation est simplement modélisée par un ressort linéaire d'une raideur $K = 1000N/m$ et le retour en effort transfère à l'utilisateur le ressenti de chaque mur virtuel. Cette implémentation des limites de l'espace de travail sécurise l'utilisation du prototype et assure son bon fonctionnement.

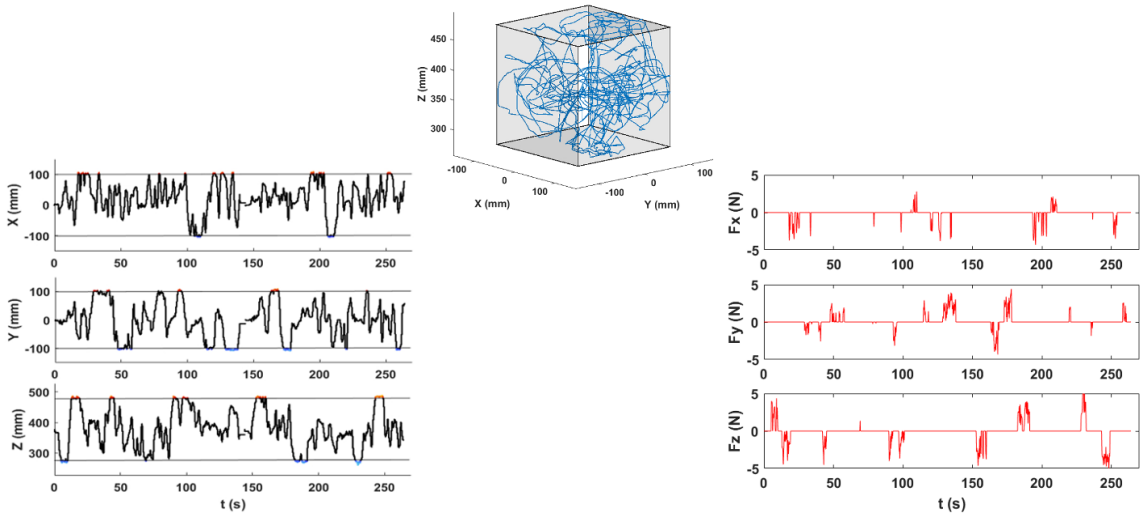


FIGURE 4.8. Trajet libre de l'opérateur avec retour en effort de l'espace opérationnel

La Figure 4.8 présente un trajet de l'effecteur, déplacé librement par l'opérateur. Le contrôle en couples du dispositif haptique compense les effets de la gravité dans l'espace opérationnel et crée un ressenti des limites de l'espace de travail prescrit en translation. Les déplacements et le retour en effort F_{op} sont décrits suivant les axes X, Y et Z. La perception virtuelle des frontières de l'espace opérationnel contraint les mouvements de l'opérateur dans l'espace de travail prescrit. Ces résultats soulignent qualitativement l'aptitude du prototype à fournir un retour en effort. Le trajet en espace libre démontre également l'accessibilité de l'espace de travail, comme prévu par le processus d'optimisation.

Par ailleurs, la valeur de la raideur choisie pour modéliser les murs virtuels est supérieure à la raideur maximale nécessaire définie dans les exigences de conception. Bien que le prototype semble assurer cette valeur de consigne, une mesure en effort au niveau de l'effecteur est nécessaire pour vérifier la capacité en raideur du prototype. De plus, les valeurs de raideur transmissible données pour les dispositifs haptiques polyvalents existants décrivent la raideur maximale que le mécanisme peut transcrire à l'opérateur en boucle fermée. Ce sont donc des caractéristiques de la commande du système pour l'application haptique, non comparables à la raideur pure du mécanisme.

4.2.2 Résolution en position

La résolution en position caractérise la plus petite variation de positionnement du Delthaptic distinguable par les capteurs. Cette mesure est importante pour un dispositif haptique puisque le déplacement de l'effecteur doit être fidèlement évalué pour constituer la consigne du robot piloté. Le modèle géométrique du dispositif permet de calculer la position de l'effecteur en fonction des positions articulaires évaluées grâce aux codeurs des actionneurs. Le Delthaptic ayant une architecture parallèle couplée, son modèle géométrique est non linéaire et la résolution varie sur l'espace de travail.

La résolution du Delthaptic est déterminée dans ce paragraphe. Les moteurs employés pour le prototype sont équipés de codeurs absolus ayant une résolution de 2^{18} positions/tour, c'est-à-dire une résolution de $s_{mot} = 0.0014°$. La résolution articulaire $s_{art} = \frac{s_{mot}}{16} = 0.000086°$ est obtenue grâce au rapport de transmission. La résolution dans l'espace opérationnel est déduite de cette valeur articulaire par l'intermédiaire du modèle géométrique.

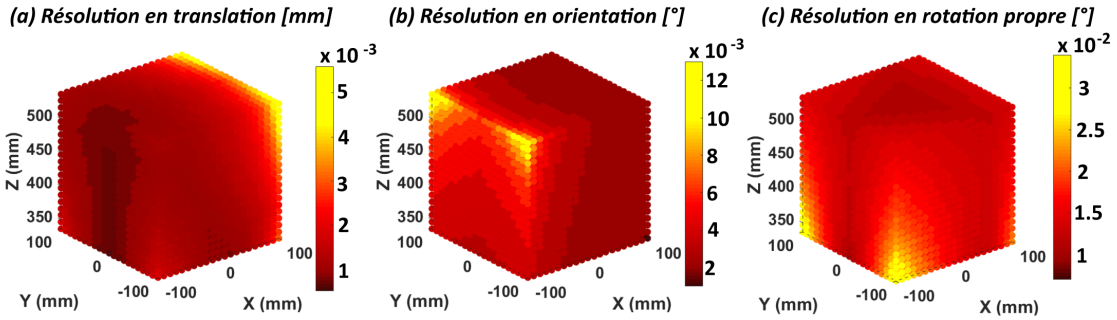


FIGURE 4.9. Résolution sur l'espace de travail prescrit en translation

La figure 4.9 représente les plus petits mouvements mesurables en translation et en rotation sur l'espace de travail prescrit en translation. La résolution maximale du prototype en translation est $s_{op,trans} = 0.0056mm$ sur l'espace de travail. La résolution en rotation est $s_{op,\theta} = 0.0130°$ pour un mouvement d'inclinaison. Cependant, elle est détériorée pour un mouvement de rotation propre à $s_{op,\psi} = 0.0340°$. Cette résolution diminuée pour une rotation autour de l'axe de la poignée est due à l'intégration d'une vis-à-bille non optimale pour le prototype, avec un pas de $p = 20mm$.

Les valeurs obtenues pour le Delthaptic sont de l'ordre de grandeur des résolutions des dispositifs haptiques existants présentés dans l'état de l'art au chapitre 1. Elles sont bien inférieures à la précision souhaitée en position et montrent donc que les moyens de mesure du dispositif sont adaptés pour l'application haptique.

4.2.3 Précision du positionnement

Bien que la résolution des codeurs des articulations actives soit largement suffisante pour assurer une mesure correcte de la position de l'interface haptique, la précision de cette position dépend de la rigidité du mécanisme, de l'exactitude des paramètres géométriques et des erreurs dans l'évaluation du modèle géométrique. Pour estimer la fidélité du positionnement du prototype, la position dans l'espace opérationnel lors d'un trajet en espace libre est évaluée via un système de capture de mouvements. Elle est calculée en parallèle grâce au modèle géométrique, à partir des données des codeurs articulaires. Le système de capture de mouvements est composé de 19 caméras Vicon T40, échantillonnées à une fréquence de $100Hz$. La position dans l'espace opérationnel est évaluée par l'intermédiaire de marqueurs, fixés sur les deux robots Delta et sur la poignée du prototype. La figure 4.10 détaille l'installation expérimentale et le placement de ces marqueurs.

FIGURE 4.10. Installation expérimentale pour la mesure de mouvements

Pour compléter l'évaluation de l'orientation de l'effecteur, des potentiomètres sont placés pour ces essais expérimentaux sur les liaisons pivots de la chaîne cinématique de la poignée (Cf. Fig. 4.2). Lors d'un mouvement libre de l'opérateur, la position et l'orientation de l'effecteur sont évaluées à travers ces trois moyens de mesure : codeurs moteurs et modèle géométrique, système de capture de mouvements, et potentiomètres.

Les résultats expérimentaux sont comparés sur la Figure 4.11. Les positions mesurées par capture de mouvements et via les potentiomètres sont superposées à celles calculées à partir des données des codeurs grâce au modèle géométrique direct. La rotation propre de la poignée ψ n'est pas étudiée dans ces essais. D'une part, le manque de précision des moyens de mesures externes ne permet pas d'avoir une valeur de référence certaine pour cette mobilité. D'autre part, le faible pas de la vis-à-billes intégrée dans la poignée mène à des erreurs dans l'estimation de cette rotation propre par le modèle géométrique.

Les positions évaluées par les différents moyens de mesure sont cohérentes, tant en translation qu'en rotation. Ces résultats expérimentaux indiquent que le prototype du Delthaptic présente une bonne précision de positionnement. Des erreurs apparaissent en certains points sur l'évaluation de l'orientation de l'effecteur, mais elles semblent également provenir d'imprécisions dans les mesures externes. En effet, pour ces positions, les valeurs des potentiomètres et celles obtenues par capture de mouvements ne sont pas identiques. Ces erreurs peuvent survenir lorsqu'un des marqueurs n'est plus visible par suffisamment de caméras pour obtenir une valeur précise par capture de mouvements, ou des bruits de mesure importants des potentiomètres. Pour ce trajet en espace libre, l'erreur moyenne en translation est de $4mm$ suivant X, Y et Z. La fidélité pour l'estimation des angles d'Euler, en négligeant les points incohérents, est de l'ordre de $4°$ pour φ et de $2°$ pour θ. Ces

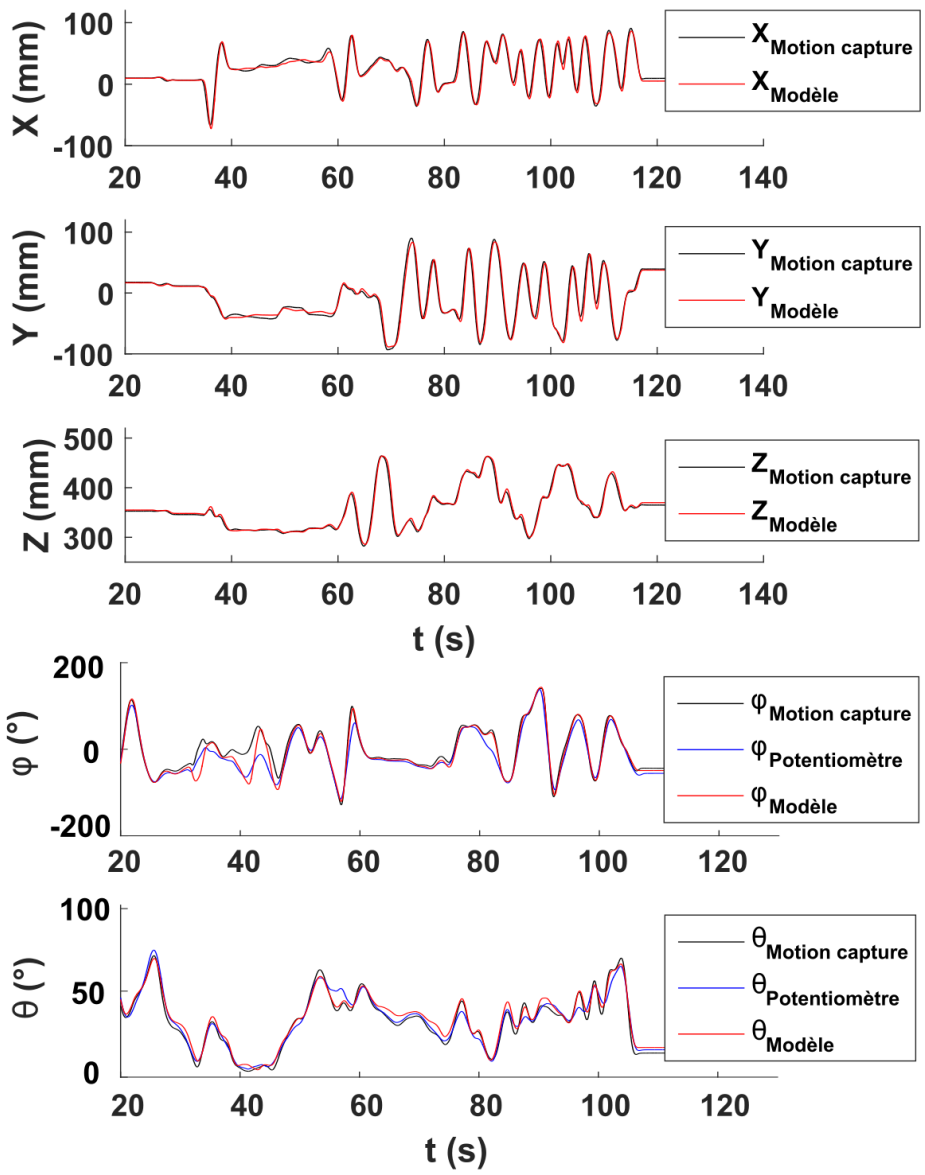


FIGURE 4.11. Position du Delthaptic sur un trajet libre, estimation via le modèle et valeurs mesurées

valeurs sont légèrement supérieures à la précision en position exigée vis-à-vis des performances humaines, mais elles cumulent les erreurs du prototype, du système de mesure externe et du filtrage des données.

4.2.4 Justesse du retour d'effort

La capacité en effort est une caractéristique primordiale d'un dispositif haptique, puisqu'il doit retranscrire fidèlement les interactions avec l'environnement de la tâche. Pour évaluer le retour en effort dans l'espace opérationnel, un capteur d'effort externe est monté sur la poignée du prototype. Les masses additionnelles de l'équerre de fixation et du capteur sont intégrées dans le bloc fonctionnel de compensation de la gravité. Le montage du capteur d'effort et son repère de mesure sont représentés sur la Figure 4.12.

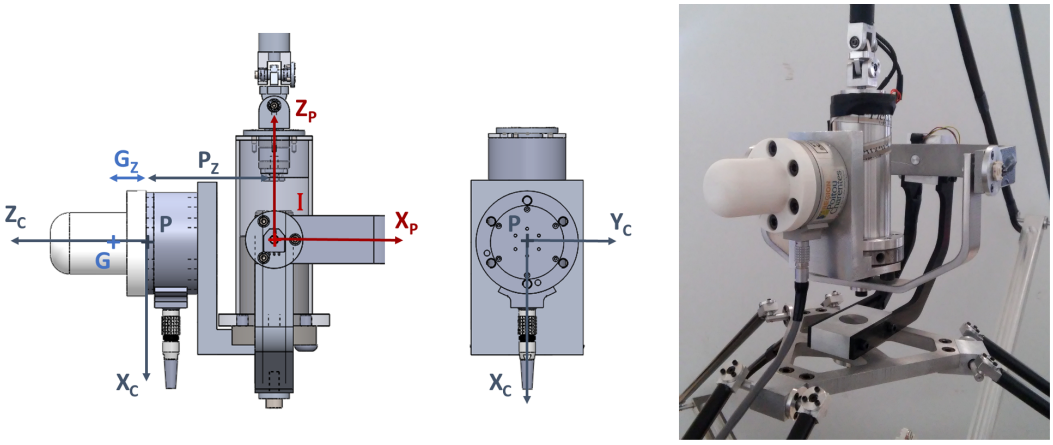


FIGURE 4.12. Montage du capteur d'effort externe

Le retour en effort dans l'espace opérationnel du Delthaptic est calculé à partir des mesures des capteurs $(\boldsymbol{F}_{capt}, \boldsymbol{C}_{capt})$ grâce à l'équation (4.1). $\boldsymbol{P}_G$ représente le poids de la poignée du capteur écrit dans le repère d'origine (R_0).

$$\begin{aligned} \boldsymbol{F}_{op,mes} &= \mathrm{R}_{0C}\, \boldsymbol{F}_{capt} + \boldsymbol{P}_G \\ \boldsymbol{C}_{op,mes} &= \mathrm{R}_{0C}\, \boldsymbol{C}_{capt} + \mathrm{R}_{0C}\, G_Z \boldsymbol{z}_C \times \boldsymbol{P}_G + \mathrm{R}_{0C}\, P_Z \boldsymbol{z}_C \times \boldsymbol{F}_{op,mes} \end{aligned} \tag{4.1}$$

Dans un premier temps, la justesse du retour en effort est évaluée de manière quasi-statique, en maintenant l'effecteur au centre de l'espace de travail par une raideur linéaire $K = 1800N/m$ en translation et $K = 0.8Nm/rad$ en rotation. L'opérateur cherche à déplacer l'effecteur autour de cette position d'origine. L'effort de consigne $\boldsymbol{F}_{op}$ et l'effort mesuré $\boldsymbol{F}_{op,mes}$ sont comparés sur la Figure 4.13 pour démontrer la capacité en effort du prototype. Les valeurs du couple dans la direction Z ne sont pas relevées puisque le pas non optimal de la vis-à-billes ne permet pas un retour en couple correct suivant l'axe de l'effecteur. La sollicitation $Cy_{op} > 0$ n'est pas étudiée car le câble du capteur d'effort restreint cette rotation.

Les efforts de consignes et mesurés en translation sont similaires dans les directions X et Y. La déviation de $Fy_{op,mes}$ dans les valeurs négatives peut provenir d'une erreur dans l'estimation de l'orientation de l'effecteur et donc dans la transformation du repère du capteur vers le repère de

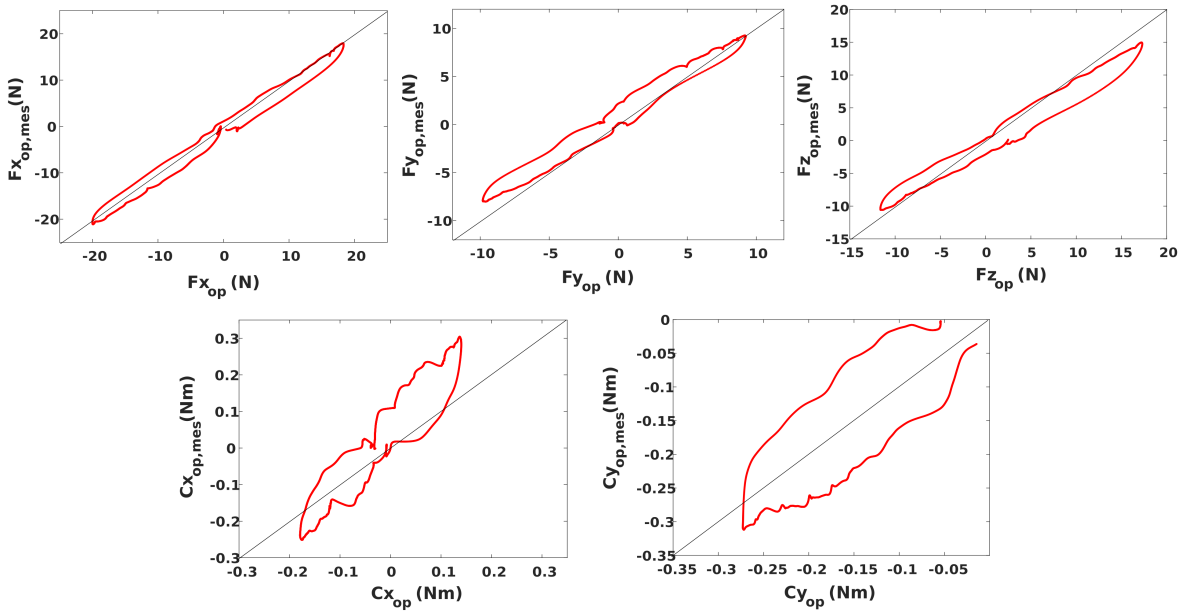


FIGURE 4.13. Évaluation du retour en effort quasi-statiques

base du Delthaptic. En effet, la poignée montée sur le capteur est plus difficile à saisir lors d'une sollicitation en Y et a tendance à s'incliner au cours du déplacement. Suivant l'axe vertical, l'effort transmis à l'opérateur est légèrement inférieur à l'effort de consigne. Une erreur d'environ $1N$ est relevée pour une sollicitation de $\pm 10N$. Cet écart observé dans la direction Z peut s'expliquer par une sous-estimation des masses des composants du robot Delta 1, menant à une compensation non complète des effets de la gravité. A l'inverse, les valeurs de couples mesurées sont légèrement supérieures aux valeurs de consignes. Cette erreur pourrait provenir d'une sur-estimation du poids du robot Delta 2, générant un couple supplémentaire tendant à ramener la poignée verticale. L'erreur maximale est d'environ $0.05Nm$ pour une sollicitation de $\pm 0.2Nm$. Les erreurs estimées pour ces essais sont cohérentes avec les exigences de conception pour la précision du retour en effort ($< 1N$ et $< 0.05Nm$). Cependant, elles doivent doubler lors du rendu d'un effort maximal à l'opérateur ($20N$ et $0.5Nm$) et dépasser les limites fixées dans le cahier des charges.

Par ailleurs, bien que les valeurs moyennes du retour en effort soient globalement justes, un phénomène d'hystérésis apparaît sur les courbes. Cette hystérésis est due aux frottements dans le mécanisme et génère une imprécision importante dans le retour en effort transmis à l'opérateur. Les frottements induisent en effet un décalage de $\pm 2N$ en translation et de $\pm 0.05Nm$ en rotation.

Afin de compléter l'évaluation de la transparence du prototype, les efforts dans l'espace opérationnel sont mesurés pour une trajectoire de l'opérateur en espace libre. Nous nous intéressons en particulier à un mouvement libre suivant l'axe vertical, direction plus sensible aux effets dynamiques du prototype. La trajectoire et les efforts en translation sont tracés sur la Figure 4.14 pour ce mouvement libre.

Cette trajectoire indique que la transparence en espace libre du prototype est détériorée par les effets dynamiques parasites. Lors d'un déplacement du dispositif haptique suivant l'axe vertical, l'opérateur doit fournir un effort d'environ $4N$ pour vaincre les effets inertiels, les frottements, et compléter la compensation de gravité non parfaite. Cependant, il est important de noter que cet effort reste faible, bien que le mouvement soit réalisé dans la direction la plus défavorable vis-à-vis

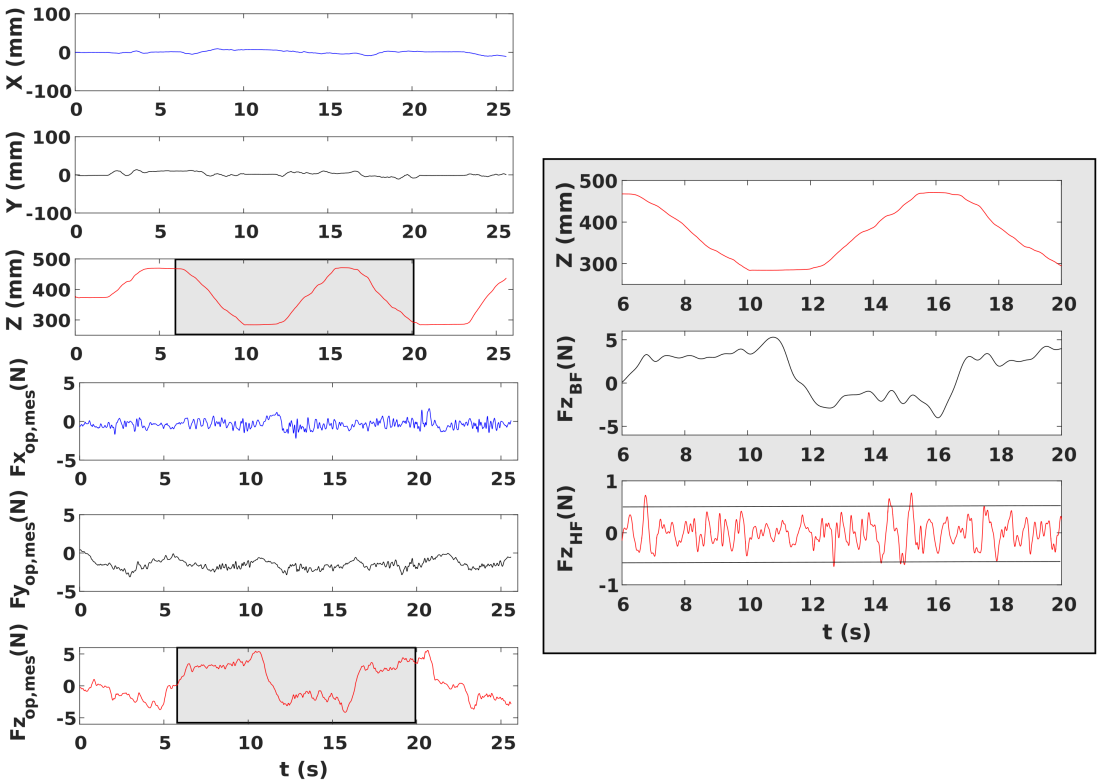


FIGURE 4.14. Effort dans l'espace opérationnel sur une trajectoire verticale libre

des phénomènes dynamiques. L'intégration des effets dynamiques dans la commande et l'emploi de stratégies de contrôle en effort en boucle fermée devraient aisément compenser cet écart et permettre une grande transparence du Delthaptic.

En revanche, le mouvement est altéré par des phénomènes d'ondulations, rendant délicate la réalisation d'une opération précise via le dispositif haptique. Ces à-coups proviennent des couples de cogging importants des moteurs synchrones brushless utilisés pour le prototype. Le choix d'une technologie de moteur plus adaptée pour un dispositif optimal permettrait d'éviter ce phénomène de cogging et réduirait nettement l'ondulation en couple. Une décomposition fréquentielle de l'effort mesuré en Z montre que ce phénomène de cogging engendre un effort parasite oscillatoire de $\pm 0.5N$. Il induit également des perturbations en position et en effort suivant les autres directions.

4.3 Identification et compensation des effets dynamiques du prototype

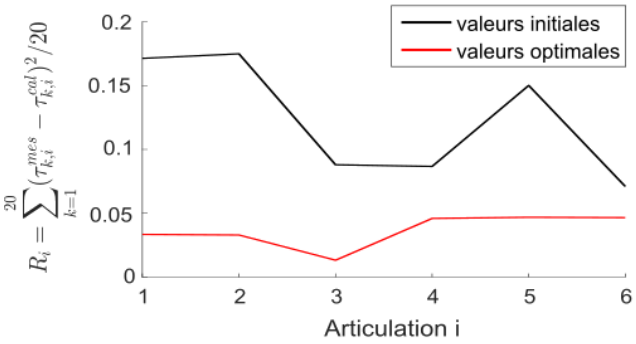
Les performances du prototype, évaluées expérimentalement dans la partie précédente, confirment les caractéristiques de cette nouvelle architecture et montrent qu'un tel dispositif est adapté pour des applications haptiques. Cependant, certaines imprécisions apparaissent, tant dans l'évaluation de la position dans l'espace opérationnel que dans le retour en effort. L'identification dynamique des différents composants du prototype doit permettre de déterminer en partie les causes de ces erreurs en position et en effort.

De nombreux papiers traitent de l'identification dynamique expérimentale dans la littérature. Par exemple, [Vivas *et al.*, 2003] identifient les paramètres inertiels et les frottements secs et vis-

queux articulaires d'un mécanisme parallèle par une méthode des moindres carrés appliquées sur une régression linéaire du modèle dynamique le long d'une trajectoire de test. Le même type de technique d'identification est employé par [Janot *et al.*, 2007] pour déterminer les distorsions dans le modèle dynamique d'un dispositif haptique. Cette estimation est complétée par une identification du modèle de la transmission (raideur, amortissement et frottements). Il est choisi de se concentrer sur la caractérisation des actionneurs, des systèmes de transmission et l'identification des paramètres massiques pour le prototype. Certains des effets dynamiques défavorables pour l'application haptique sont minimisés par des termes de compensation dans la commande.

4.3.1 Ajustement des masses pour la compensation de gravité

Pour assurer une grande transparence en espace libre , un couple additionnel compense le terme de gravité en fonction de la configuration de l'interface haptique. Les masses des composants du Delthaptic sont estimées à l'issue de la conception via les modèles CAO de l'assemblage. Cependant, des variations dans l'usinage des pièces ou des erreurs dans les modélisations des composants de transmission et de fixation peuvent légèrement modifier les masses réelles des composants. Il est décidé d'ajuster les masses des composants les plus lourds du dispositif haptique, c'est-à-dire des plateformes des robots Delta et de la poignée hélicoïdale. Pour cela, les valeurs de couples articulaires sont évalués pour différentes positions de l'effecteur sur l'espace de travail du Delthaptic, à partir des mesures des courants moteurs. Comme ces mesures se font au niveau des articulations actives, fixées au bâti, il n'est pas possible de distinguer l'ensemble des masses des assemblages supportés par chaque robot Delta. C'est pourquoi seules les masses de la plateforme du robot Delta 1 $m_{p,1}$ et de la poignée hélicoïdale m_h (supportée par le robot Delta 2) seront estimées à partir des relevés de couples.



Paramètres $[g]$	$m_{p,1}$	m_h
Borne inférieure	200	200
Borne supérieure	1000	1000
Valeur initiale	400	400
Masse optimale	615.6	635.1

FIGURE 4.15. Ajustement des masses par minimisation des moindres carrés

Les couples articulaires sont mesurés en 20 positions et orientations de l'effecteur. Les paramètres massiques $(m_{p,1}, m_h)$ sont ajustés par une minimisation des moindres carrés de la différence entre les couples articulaires mesurés et ceux calculés grâce au modèle dynamique inverse du Delthaptic. Les résultats de cette minimisation sont détaillés sur la figure 4.15. L'ensemble des masses des composants du système sont résumées dans le tableau 4.2.

TABLE 4.2. Masses des composants du prototype du Delthaptic

Composant	Delta 1			Delta 2			Cabestan	Poignée	Gimbal 2R		Cardan	
Paramètre	$m_{1,1}$	$m_{2,1}$	$m_{p,1}$	$m_{1,2}$	$m_{2,2}$	$m_{p,2}$	m_{cab}	m_h	m_{g1}	m_{g2}	m_{c1}	m_{c2}
Masses $[g]$	259.6	71.2	615.6	103.2	85.2	381	125	635.1	142.1	293.6	5.75	9.5

4.3.2 Compensation des phénomènes de cogging des actionneurs

Les phénomènes de cogging des actionneurs affectent considérablement la transparence du prototype. Pour pouvoir bénéficier pleinement des performances du dispositif haptique, il convient de réduire ces ondulations en couple des moteurs du prototype.

TABLE 4.3. Paramètres fréquentiels du courant d'ondulation du moteur 1

Fréquence $[Hz]$	Amplitude $[A]$	Angle de phase $[rad]$	Fréquence $[Hz]$	Amplitude $[A]$	Angle de phase $[rad]$
9	0.05849	0.65141	7	0.00211	-0.43151
4	0.00443	-2.3336	24	0.00172	2.4888
18	0.00425	2.9122	15	0.00117	1.9036
8	0.00288	-1.1971	2	0.00102	-2.426
27	0.00225	0.6365	25	0.001016	-2.3725

Une méthode fréquentielle de compensation du cogging, telle que présentée par [Favre *et al.*, 1993], est mise en oeuvre grâce aux fonctionnalités des servo-variateurs B&R. Pour cela, une procédure automatique d'identification permet de déterminer le spectre fréquentiel du courant de quadrature statorique mesuré en fonction de la position codeur sur un mouvement à vitesse lente et constante de $16°/s$ du moteur à vide. Puisque la boucle de régulation compense les erreurs en vitesse, dues aux imperfections du moteur, le courant de consigne intègre les perturbations oscillatoires. L'analyse du courant permet donc d'extraire les phénomènes ondulatoires du moteur, causés par le phénomène de cogging et les variations dans le champs électromagnétique, en fonction de la position de l'arbre moteur donnée par le codeur. L'analyse fréquentielle est présentée sur la Figure 4.16 pour le moteur de l'axe 1. Les paramètres fréquentiels des dix premières harmoniques du courant de perturbation, estimés pour le moteur du premier axe, sont indiqués dans le tableau 4.3. La procédure d'identification est répétée pour les six moteurs du prototype.

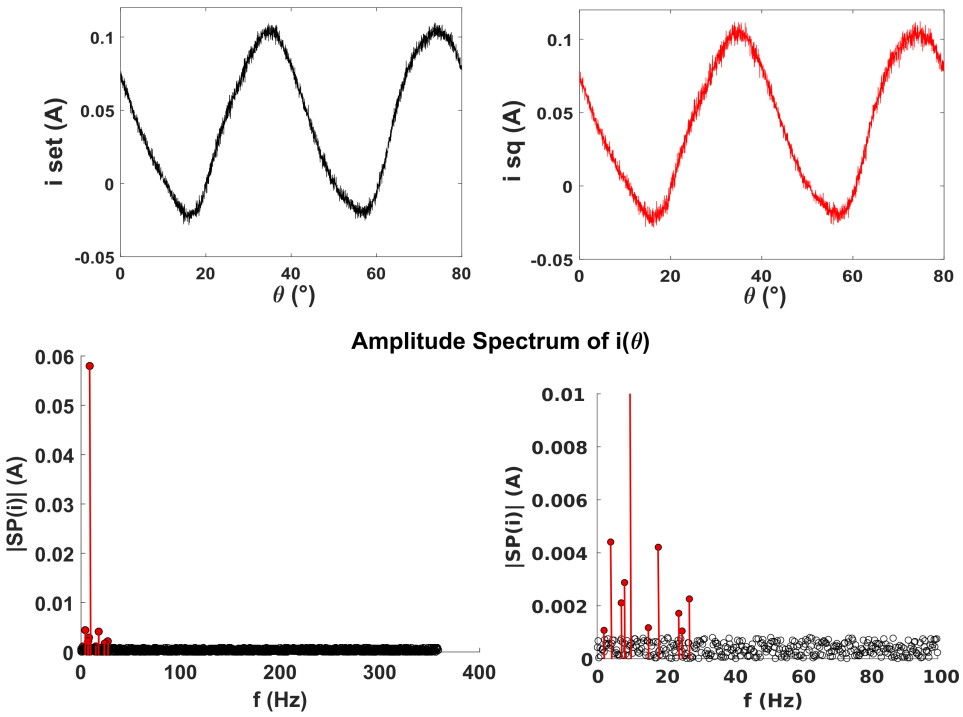


FIGURE 4.16. Analyse spectrale du courant statorique du moteur 1 à vide à vitesse constante

Le courant de compensation des phénomènes ondulatoires *i comp*, est ensuite estimé à partir des paramètres fréquentiels identifiés pour chaque moteur, en fonction de la position codeur. Ce courant de compensation est additionné au courant de consigne *i set* en sortie de la boucle de vitesse, comme montré sur le schéma de commande du moteur avec compensation du cogging (Fig. 4.17).

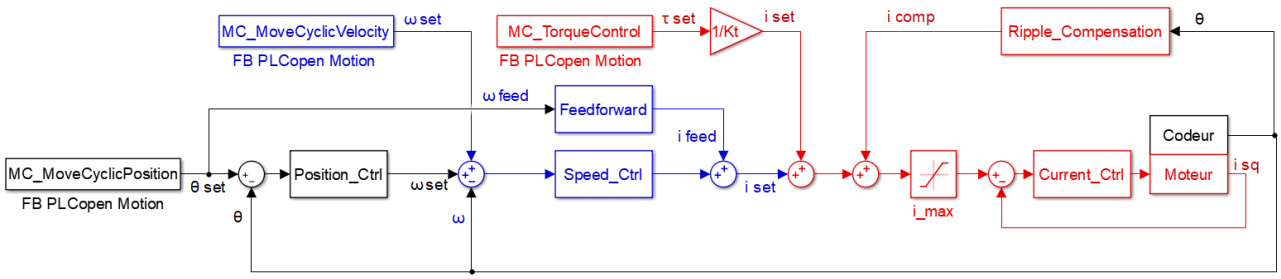


FIGURE 4.17. Schéma de commande des moteurs avec compensation des ondulations en courant

Pour démontrer l'effet du courant de compensation sur les perturbations, le moteur est piloté à vide et à vitesse constante et les différents courants de consigne, de compensation et statorique de quadrature sont relevés sur la Figure 4.18. On observe bien que les phénomènes oscillatoires sont intégrés dans le courant de compensation et non plus générés par la boucle de régulation en vitesse (*iset* est constant). L'ajout de cette boucle de compensation dans la régulation en courant permet de réduire les oscillations lors d'une commande en couple du moteur.

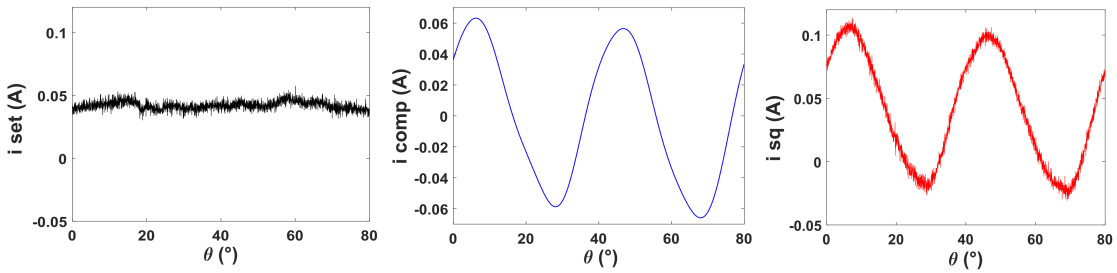


FIGURE 4.18. Courants de consigne, de compensation et statorique du moteur 1 à vitesse constante

Les phénomènes de cogging identifiés pour les moteurs sont importants puisque l'amplitude des oscillations principales est d'environ $0.06A$. La compensation de ces phénomènes oscillatoires dans la boucle de courant doit améliorer le comportement du prototype lors de son pilotage en couples articulaires, mode de fonctionnement essentiel pour l'application haptique. Les efforts dans l'espace opérationnel sont à nouveau mesurés pour un mouvement vertical libre de l'opérateur avec compensation du cogging.

Les résultats pour cette trajectoire libre, détaillés sur la Figure 4.19, montrent une meilleure transparence du dispositif haptique. Bien que des oscillations soient toujours perceptibles par l'opérateur, l'amplitude de l'effort parasite oscillatoire suivant l'axe Z est réduite à $\pm 0.3N$. Les perturbations en position et en effort sont diminuées dans toutes les directions. C'est pourquoi, bien que la technologie des moteurs utilisés pour le prototype ne soit pas optimale, un ressenti en effort correct peut être transmis à l'opérateur en boucle ouverte.

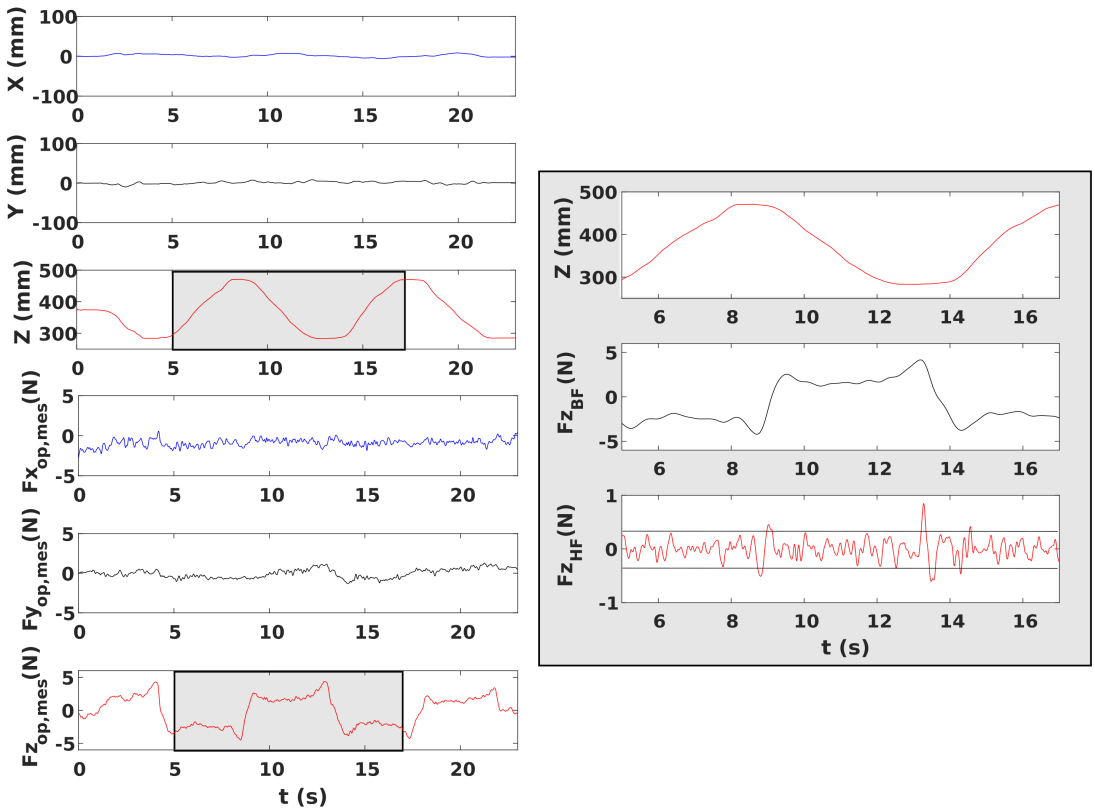
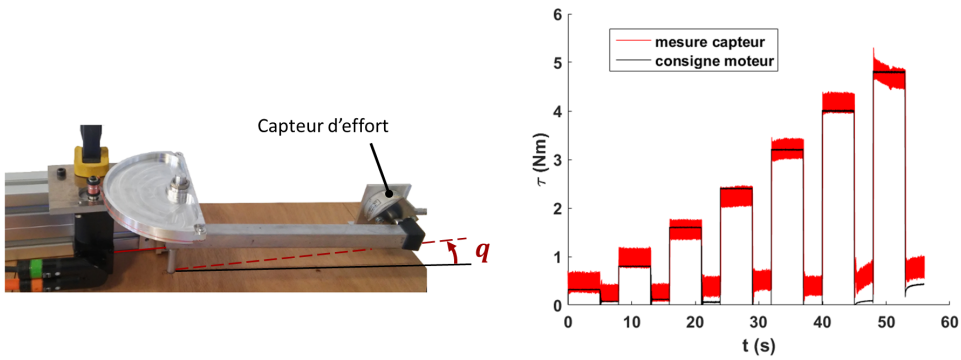


FIGURE 4.19. Effort avec compensation du cogging sur une trajectoire verticale libre

4.3.3 Caractérisation des transmissions par cabestan

Les systèmes à cabestan jouent un rôle majeur tant dans la transmission des efforts pour le retour haptique que dans la précision du positionnement. Ces systèmes ont été conçus sur mesure pour le prototype afin d'offrir un grand rapport de transmission, assurant le retour d'effort maximal, tout en restant sans jeu, peu flexibles et complètement réversibles. Par ailleurs, le choix d'un cabestan à deux câbles supprime les problèmes de glissement, courant pour ce type de transmission [Baser et Konukseven, 2010]. Il est intéressant de caractériser expérimentalement ces systèmes de transmission, afin d'identifier et de quantifier de possibles sources d'erreurs en effort et en position.



(a) Banc d'évaluation de l'actionnement *(b) Essais en échelons de couples*

FIGURE 4.20. Évaluation du système d'actionnement du prototype

Un banc d'essais est développé pour l'évaluation d'un couple actionneur/système de trans-

mission. On supposera que les caractéristiques de l'actionnement sont similaires pour tous les axes du Delthaptic. Le cabestan est placé horizontalement, afin de ne pas subir les effets de la gravité, et peut être orienté pour analyser ses propriétés en différentes positions articulaires q. Le bras du robot Delta est remplacé par une barre en contact avec un capteur d'effort. Le moteur est tout d'abord piloté suivant une série d'échelons en couple, au contact avec le capteur d'effort. Le couple de consigne articulaire et le couple calculé à partir de la mesure du capteur sont comparés sur la Figure 4.20. Ce premier tracé permet de vérifier l'exactitude du rapport de transmission du cabestan $R_{cab} = 1/16$ et la répétabilité du système de transmission.

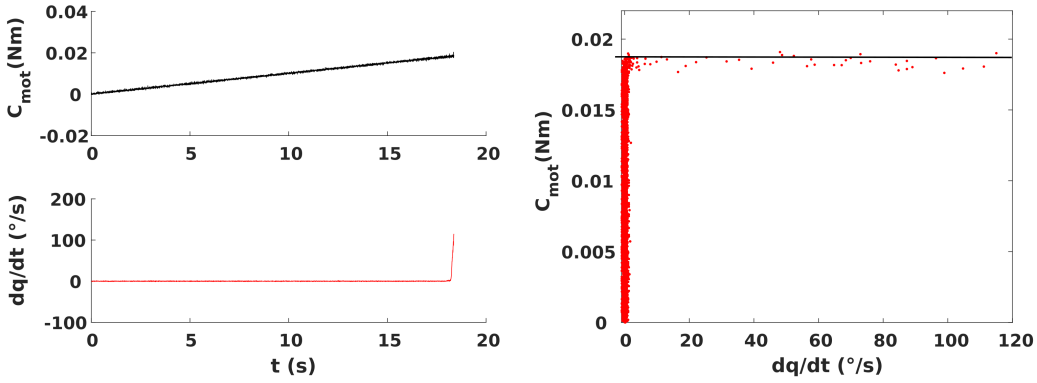


FIGURE 4.21. Caractérisation des frottements des articulations actives

Une rampe en couple, avec une faible pente, de $0.005Nm/s$ à $0.01Nm/s$, est envoyée en consigne du moteur afin d'identifier le modèle de frottement de l'actionnement. L'axe est laissé libre pour ces essais. Le couple moteur et la vitesse articulaire pour cet essai sont reportés sur la Figure 4.21. Le mouvement est répété plusieurs fois, en variant la pente de la consigne en couple et la position articulaire initiale. Des résultats identiques sont obtenus pour l'ensemble des essais. La courbe caractéristique du frottement dans l'actionnement est présentée en Fig. 4.21. La transmission par cabestan ne présente pas de frottements visqueux notables, les frottements visqueux du moteur `Kf` sont intégrés en régulation dans la boucle d'anticipation des servo-variateurs. Le modèle de Coulomb en équation (4.2) décrit les frottements secs du système de transmission au niveau de l'axe moteur.

$$C_{frott} = C_0 \; sign(\omega_{mot}) \;\; avec \;\; C_0 = 0.019Nm \tag{4.2}$$

Enfin, nous cherchons à évaluer le comportement des deux câbles en Vectran dans cette transmission. Différents modèles caractérisent les transmissions par câbles dans la littérature. Parmi eux, [Lee et Lee, 2003] adoptent un modèle de ressort/amortisseur (modèle de Kelvin-Voigt) pour la portion de câble en tension liant les deux poulies de la transmission. [Werkmeister et Slocum, 2007] proposent un modèle analytique pour prédire la raideur d'un système à cabestan, en fonction de la loi de Hooke du câble, des déformations au contact de la poulie et du comportement dans les zones de glissement. Cependant, ce modèle complexe nécessite une connaissance précise des propriétés du câble utilisé, de la charge du système et de la tension initiale de précharge. La raideur de la transmission par cabestan développée pour le Delthaptic est l'objet de nouveaux essais expérimentaux.

Le moteur est à nouveau piloté suivant une rampe en couple, avec une pente de $0.005Nm/s$, mais cette fois-ci au contact du capteur d'effort. L'essai est répété pour 13 positions articulaires

de l'axe $q \in [-80,45]^\circ$ faisant ainsi varier les longueurs actives et l'enroulement des câbles sur les poulies. Le couple articulaire effectif est calculé à partir des mesures du capteur d'effort. La position articulaire est obtenue grâce au codeur du moteur. Les résultats pour ces différents essais sont repartis sur deux graphes en Figure 4.22.

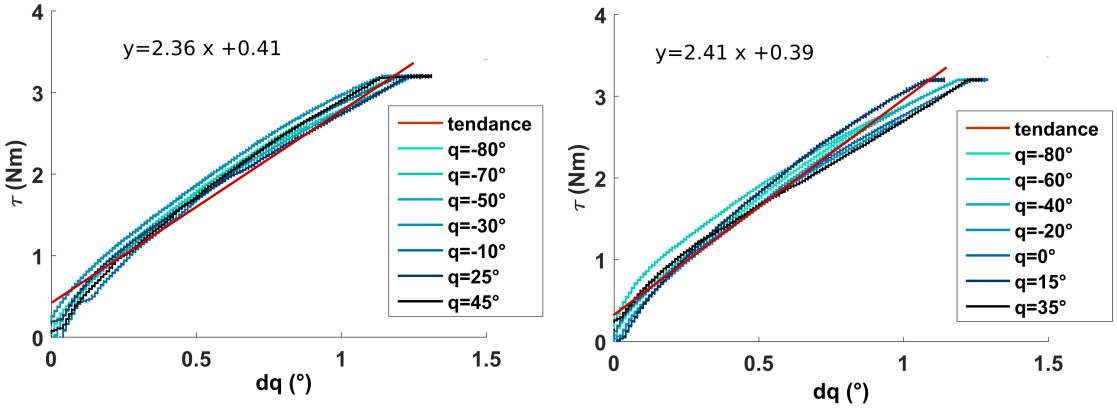


FIGURE 4.22. Estimation de la raideur des transmissions par cabestan

$$\tau = K_{cab}\, dq + cste = 2.4\, dq + 0.4 \tag{4.3}$$

Les tracés du couple articulaire τ en fonction de la variation de position articulaire dq permettent d'estimer la raideur de la transmission par cabestan. La position articulaire initiale, à laquelle le système à cabestan est sollicité, n'a pas d'influence appréciable sur la raideur de la transmission. Un modèle linéaire simple est adopté pour la raideur du cabestan, décrit par l'équation (4.3). Il permet pour le dispositif haptique de déterminer la déviation dans la position mesurée en fonction du couple articulaire de consigne. L'évaluation de la position du Delthaptic dans l'espace opérationnel peut ainsi être améliorée.

4.3.4 Intégration de la raideur dans l'évaluation de la position

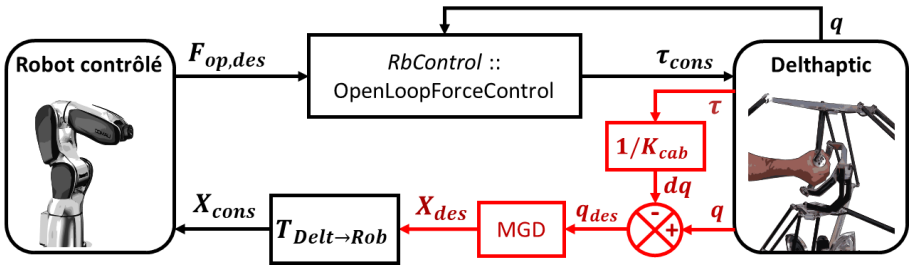


FIGURE 4.23. Intégration de la raideur des transmissions dans l'évaluation de la position

La consigne en position transmise au robot piloté est calculée grâce au modèle géométrique direct du Delthaptic en fonction des positions articulaires. Ces positions articulaires sont évaluées par les mesures des codeurs des moteurs grâce au rapport de transmission. La caractérisation expérimentale de la transmission par cabestan a permis d'identifier son modèle de raideur (Eq. (4.3)). La déviation induise sur la position articulaire, par rapport à la position estimée via les codeurs, n'est pas négligeable lors d'un retour en effort important. C'est pourquoi, une boucle d'anticipation de l'erreur articulaire liée à la raideur des systèmes à cabestan est ajoutée dans le schéma

de commande global de l'application haptique. Cette intégration de la raideur dans l'évaluation de la position apparait en rouge sur le schéma en Figure 4.23.

Le bloc fonctionnel $1/K_{cab}$ calcule la déviation angulaire à partir du couple articulaire τ, grâce au modèle linéaire de raideur. L'erreur sur la position articulaire, ainsi obtenue grâce à l'équation (4.4), est alors soustraite à la mesure estimée par les codeurs.

$$dq = sign(\tau) \times \frac{|\tau| - 0.4}{2.4} \tag{4.4}$$

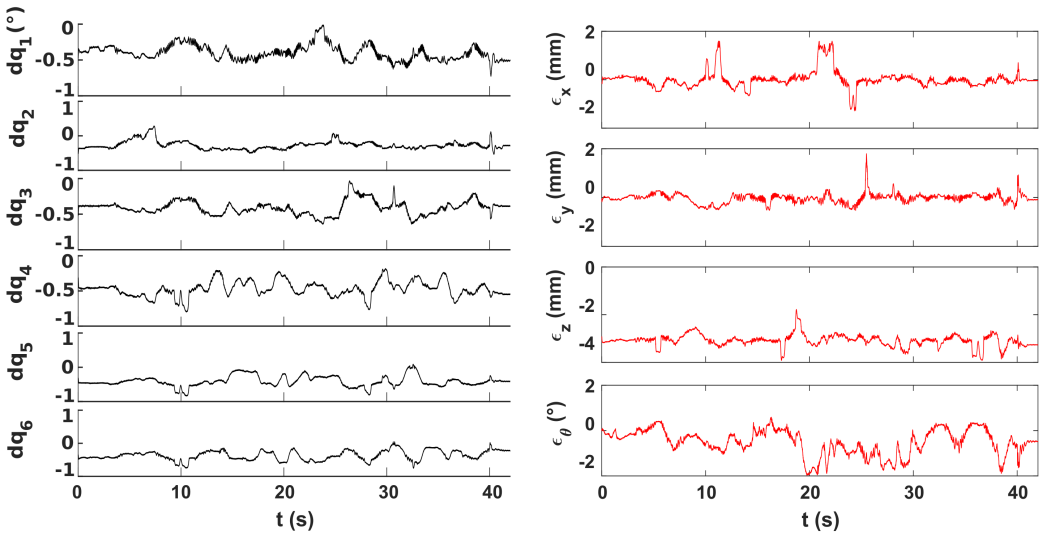


FIGURE 4.24. Influence de la raideur du cabestan sur la position estimée du Delthaptic

Cette anticipation réduit l'erreur dans l'estimation de la position de consigne du robot piloté et améliore la précision du positionnent du prototype. La Figure 4.24 illustre cette anticipation en représentant les écarts entre les valeurs estimées par les mesures codeurs et celles calculées en prenant en compte la raideur dans l'estimation des positions du Delthaptic lors d'un trajet libre de l'opérateur. La prise en compte du modèle de raideur des cabestans permet de corriger des erreurs en position de l'ordre de $2mm$ en translation, auxquelles s'ajoute un décalage de $4mm$ en Z, direction de l'espace opérationnel pour laquelle les erreurs angulaires s'accumulent. Ce décalage n'apparaissait pas dans les résultats des mesures par capture de mouvement en partie 4.2.4 puisque le repère d'origine du système de mesure était recalé sur la position d'origine du Delthaptic. Par ailleurs, la raideur de la transmission entraîne une erreur de l'ordre de 2° pour l'angle d'inclinaison sur un trajet libre de l'opérateur.

Chapitre 5

Intégration du Delthaptic sur différentes applications de téléopération

Sommaire

5.1 Intégration dans une plateforme multirobot 100

5.2 Téléopération haptique du robot industriel Racer 3 COMAU 102

5.2.1 Une cellule collaborative multiagent intégrant l'expertise humaine 104

5.2.2 Évaluation d'une tâche d'exploration haptique 105

5.3 Téléopération haptique du robot collaboratif Kuka LWR 108

5.4 Intégration de l'environnement de réalité virtuelle Chai 3d 110

Le nouveau dispositif haptique original, développé au cours de ces travaux de thèse, doit être polyvalent et donc pouvoir piloter plusieurs tâches à distance. La construction d'un prototype a mené à la validation des caractéristiques principales du Delthaptic. Les performances du prototype ont été évaluées vis-à-vis de critères essentiels pour l'application haptique.

Ce chapitre détaille l'intégration du prototype sur la plateforme robotique du laboratoire. Des communications stables et rapides sont établies entre le Delthaptic et l'ensemble des robots de la plateforme. Le dispositif haptique peut ainsi téléopérer des robots industriels et collaboratifs pour réaliser différentes tâches. Le prototype peut également interagir avec l'environnement de réalité virtuel Chai3d. Cette intégration prouve l'efficacité du Delthaptic comme système de téléopération haptique polyvalent.

5.1 Intégration dans une plateforme multirobot

L'équipe RoBioSS dispose d'une plateforme robotique expérimentale orientée vers des applications industrielles ou de robotique collaborative. Le prototype du Delthaptic est intégré au sein de cette plateforme, pour piloter les robots disponibles sur différentes tâches à distance. La plateforme multirobot est illustrée sur la Figure 5.1.

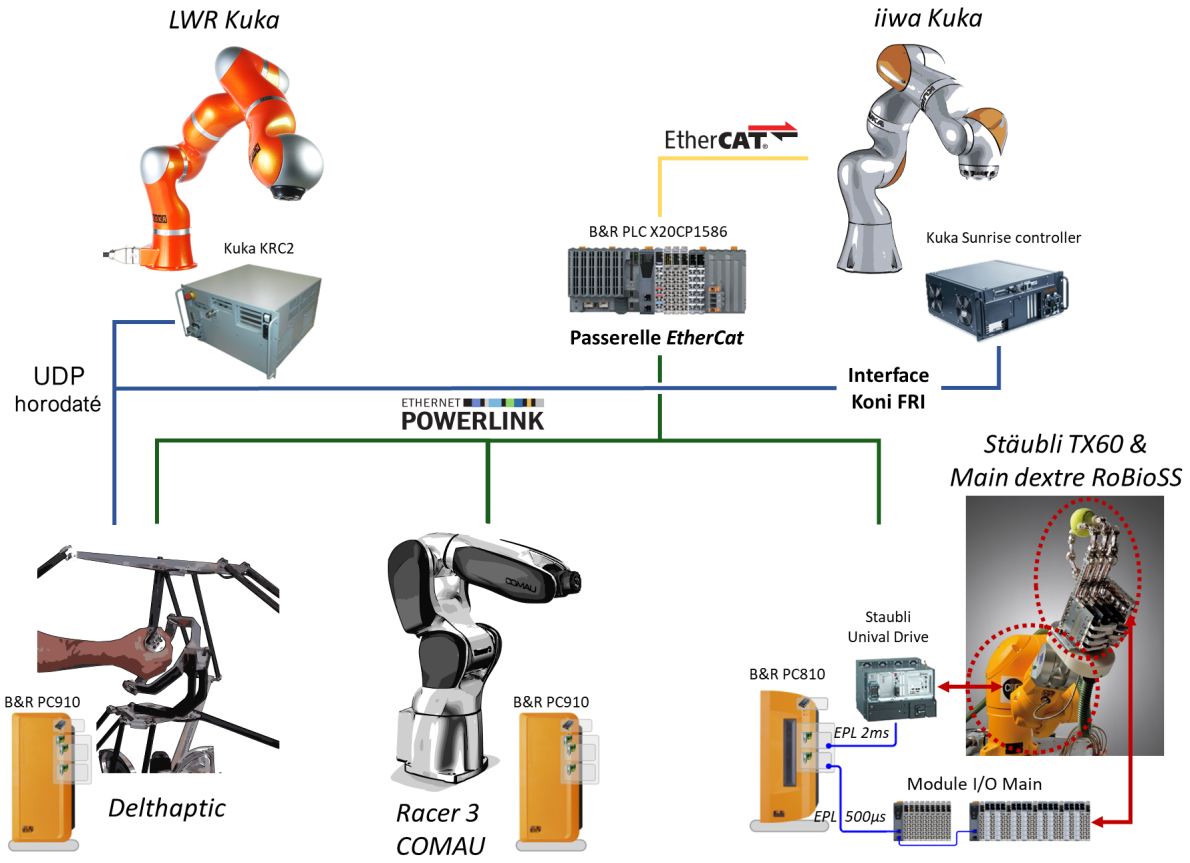


FIGURE 5.1. Plateforme robotique et protocoles de communication

La plateforme contient deux robots industriels : un Racer 3 de COMAU, constitutant une solution ouverte entièrement contrôlée par du matériel B&R, et un Stäubli TX60. Ce dernier est équipé d'un manipulateur dextre à 16 degrés de liberté, développé au laboratoire pour réaliser

des tâches de manipulation fine [Vulliez *et al.*, 2018a]. Le pilotage de cette main robotique et la synchronisation de ses axes avec les 6 axes du robot Stäubli sont assurés via un PC industriel externe. Le choix de ces architectures matérielles permet d'implémenter la même librairie de base *RTRobMultiAxisControl*, basée sur les standards de motion, pour le contrôle de ces trois robots. Des cobots Kuka LWR et iiwa sont également présents dans la cellule robotique. Ces robots intègrent des fonctions de robotique collaborative permettant à l'opérateur d'interagir directement avec eux pour réaliser son activité. Cependant, ils présentent une structure logicielle fermée et des langages spécifiques, rendant leur intégration dans une cellule multirobot plus délicate.

Le dispositif haptique peut, à priori, piloter n'importe quelle machine à distance tant qu'il peuvent échanger leurs informations d'états et les consignes en effort et en position. Seulement, la contrainte d'une communication temps réel est essentielle pour assurer le bon fonctionnement de l'application haptique. L'introduction de délais dans le schéma de téléopération est en effet néfaste pour la réalisation de la tâche à distance. Des techniques spécifiques de contrôle sont proposées dans la littérature pour réduire les effets des délais en téléopération. La stratégie de contrôle par variables d'onde de [Niemeyer et Slotine, 2004] permet par exemple de restaurer la stabilité et la transparence d'une téléopération soumise à des délais inférieurs à une seconde. Pour de plus grands délais de communication, les approches de model-mediated [Mitra et Niemeyer, 2008, Passenberg *et al.*, 2010] proposent de prédire les interactions en reconstruisant un modèle de l'environnement à partir des données sensorielles du robot piloté. Cependant, bien que prometteuses, ces méthodes ne permettent pas de retranscrire parfaitement les interactions réelles et sont couteuses en calculs.

Pour offrir une bonne transparence de l'interaction haptique, sans délais préjudiciables, une fréquence de communication minimale de $1kHz$ est conseillée en accord avec les performances sensori-motrices humaines. Aussi, des protocoles de communication performants et temps réel doivent être employés pour assurer la transmission des informations avec ce temps de cycle de $1ms$ de manière sûre et répétable. C'est pourquoi il a été choisi d'utiliser le standard de communication Ethernet POWERLINK, temps réel dur, pour la transmission des informations entre les robots ouverts de la cellule (Delthaptic, Racer 3, Stäubli TX60 et Main dextre RoBioss). En revanche, les robots collaboratifs de Kuka ne permettent pas l'utilisation de ce protocole de communication. Le contrôleur KRC2 du cobot LWR possède un port Ethernet et offre la possibilité de communiquer avec sa couche bas niveau via un protocole UDP horodaté. Bien que ce protocole ne soit pas intrinsèquement temps réel dur, l'horadatage des données permet de garantir la périodicité de la trame échangée à la fréquence désirée de $1kHz$. Le standard de communication temps réel dur EtherCAT peut être exploité avec le cobot iiwa. Malheureusement, il est impossible de passer outre l'application Sunrise qui gère le contrôle du robot avec ce mode de communication. Or cette application ne garantie pas le calcule des programmes de contrôle avec un temps de cycle répétitif. De plus, pour assurer la transmission des informations entre le réseau POWERLINK et le cobot iiwa, une passerelle EtherCAT doit gérer la conversion des données, entraînant des délais supplémentaires dans la communication. Une telle configuration Delthaptic-POWERLINK-EtherCAT-Sunrise introduit des délais, non répétitifs, alternant entre $17.6ms$ et $19.2ms$ pour un cycle de question-réponse, réduisant notablement la transparence de la téléopération haptique. La seule solution pour assurer la fréquence de communication de l'application haptique avec le cobot iiwa est de passer par l'interface Koni FRI du contrôleur, mode de communication qui doit être activé en interne, permettant d'employer une communication UDP horodatée.

5.2 Téléopération haptique du robot industriel Racer 3 COMAU

Le Delthaptic permet la réalisation de tâches à distance via les robots disponibles sur la plateforme robotique. Ce paragraphe détaille le schéma de téléopération pour une application haptique sur le robot industriel Racer 3 de COMAU. La machine d'états de l'application reste similaire pour le pilotage de tous les robots de la cellule. Pour ces premières intégrations du dispositif haptique, le schéma de commande global en impédance et en boucle ouverte (Fig. 4.5) définie la constitution du contrôleur. Les informations à échanger entre les deux robots, déduites de ce schéma de commande, sont X_{des}, les positions de consigne pour le robot COMAU dans l'espace opérationnel, et $F_{op,des}$ le retour haptique désiré pour le Delthaptic. Les structures d'échanges entre le Delthaptic et le robot piloté sont décrites en Figure 5.2.

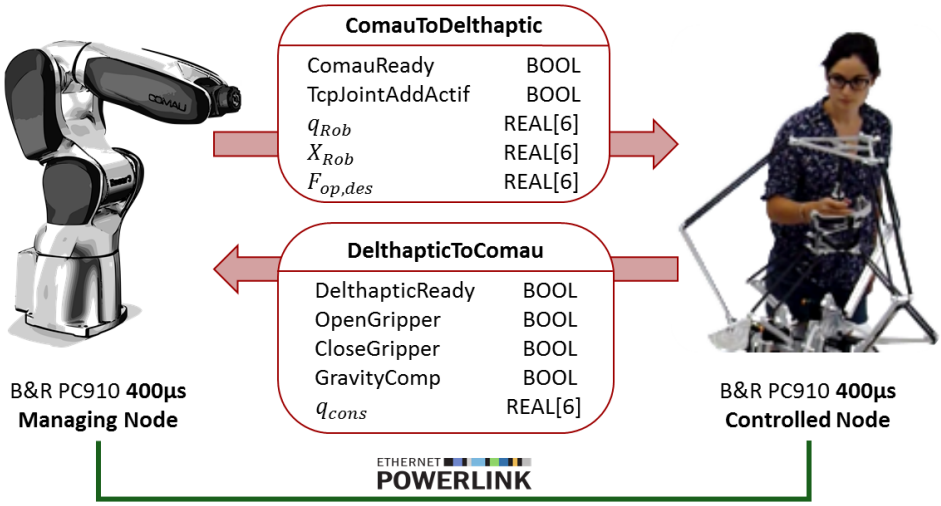


FIGURE 5.2. Structures d'échanges pour un schéma de téléopération en impédance

Parmi les variables échangées, les booléens *ComauReady*, *DelthapticReady*, *TcpJointAddActif* et *GravityComp* indiquent l'état des deux robots vis-à-vis de leur programme respectif et assurent ainsi leur synchronisation pour l'application haptique. Les variables *OpenGripper* et *CloseGripper* permettent à l'opérateur de piloter l'ouverture et la fermeture d'un préhenseur via le bouton de contrôle de la poignée du Delthaptic. Enfin, les positions dans les espaces articulaire q_{Rob} et opérationnel X_{Rob} du robot piloté sont transmises à titre informatif au Delthaptic.

La communication entre le Delthaptic et le Racer 3 est assurée via le protocole de communication temps réel dur POWERLINK. Le temps de cycle pour la communication et le calcul des programmes du Delthaptic et du robot COMAU est fixé à $400\mu s$.

La machine d'états du Delthaptic, pour la téléopération haptique du Racer 3, est détaillée sur le diagramme en Figure 5.3. Elle définit la structure du programme de l'application. Les états du Delthaptic sont successivement :

- **E0** : Attente démarrage de l'application.
- **E1** : Prise d'origine des codeurs.
- **E2** : Mise sous tension des moteurs.
- **E3** : Mode de pilotage Automatique.
- **E4** : Attente de consignes en position.

- **E5** : Déplacement au centre de l'espace de travail.
- **E6** : Mode de pilotage Automatique.
- **E100** : Attente COMAU en position d'origine *ComauReady=true*.
- **E101** : Envoi information d'état *DelthapticReady=true* au COMAU (début de cycle).
- **E7** : Attente du départ du cycle de téléopération. L'opérateur débute le pilotage à distance en saisissant la poignée. L'interrupteur de sécurité s'enclenche et *BpHM* passe à vrai. La téléopération n'est possible que si le COMAU est dans un mode de contrôle en positions articulaires, indiqué par *TcpJointAddActif*, pour suivre les consignes du Delthaptic.
- **E10** : Mode de pilotage en couple cyclique.
- **E11** : Téléopération du COMAU. Le schéma de commande en impédance et en boucle ouverte est adopté. Le contrôle en couple τ_{cons} du dispositif haptique compense la gravité et génère le retour en effort à l'opérateur $F_{op,des}$. Les positions articulaires de consigne q_{cons} du robot piloté sont calculées à partir de la position du Delthaptic dans l'espace opérationnel X_{des} et du modèle géométrique inverse du Racer 3. Le mode de téléopération est quitté lorsque l'opérateur lâche la poignée du Delthaptic et *BpHM* passe à faux. Si une erreur survient lors de la téléopération, par exemple si le Delthaptic sort de son espace de travail prescrit, le bloc fonctionnel *BpHalt* arrête les moteurs dans la configuration actuelle et l'application est réinitialisée à l'état **E3**.
- **E12** : Désactivation du pilotage en couple .
- **E13** : Mode de pilotage Automatique.
- **E14** : Temporisation fin de tâche. Si l'opérateur saisit à nouveau la poignée du dispositif avant la fin de la temporisation, le mode de téléopération est relancé.
- **E15** : Calcul des consignes en position pour un retour à la position d'origine.
- **E16** : Déplacement au centre de l'espace de travail.
- **E17** : Mode de pilotage Automatique, envoi information d'état *DelthapticReady=false* au COMAU (fin de cycle).
- **E18** : Attente arrêt du tracking du COMAU *ComauReady=false*
- **E20** : Désactivation du mode de pilotage Automatique.
- **E21** : Coupure de l'alimentation des moteurs.

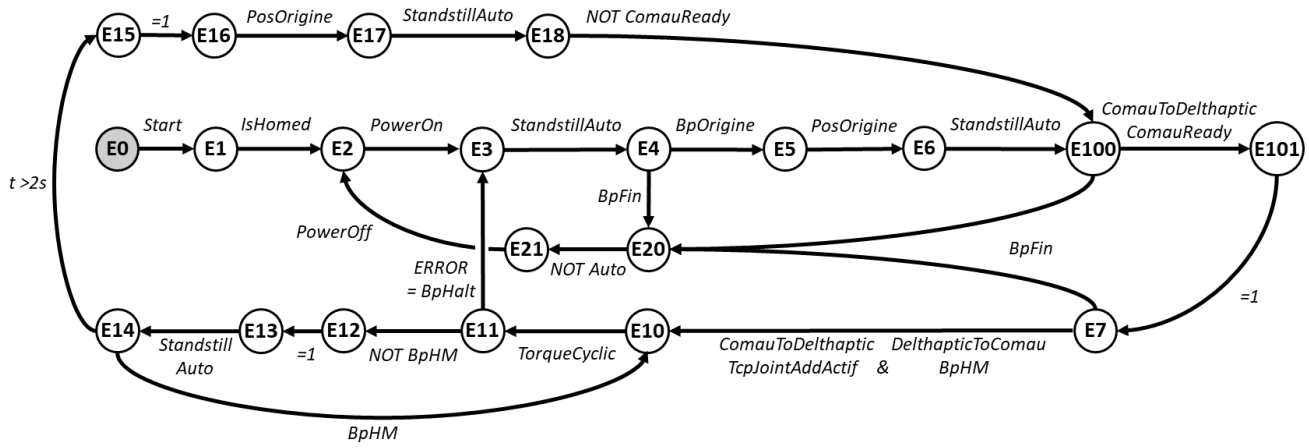


FIGURE 5.3. Machine d'états du Delthaptic pour la téléopération du COMAU

Le cycle de téléopération débute à l'état **E101**, lorsque les deux robots sont prêts (*ComauReady* et *DelthapticReady*). Le robot COMAU est alors contrôlé en positions articulaires pour suivre les mouvements de consigne du Delthaptic. Il reste dans ce mode de *tracking* jusqu'à la fin du cycle de

téléopération à l'état **E17**. Le Delthaptic alterne entre un pilotage en couple, assurant le retour en effort lorsque l'opérateur saisit la poignée pour réaliser la tâche à distance, ou en position, lorsque le Delthaptic attend l'action de l'opérateur ou retourne à sa position d'origine.

5.2.1 Une cellule collaborative multiagent intégrant l'expertise humaine

Le schéma de téléopération du robot COMAU est testé sur plusieurs tâches. La première application est une cellule multirobot visant à illustrer les différents modes d'interaction Homme/machine de l'industrie 4.0. Cette cellule est composée du Delthaptic, via lequel un premier opérateur pilote le robot industriel Racer 3 à distance, et d'un cobot iiwa collaborant avec le Racer 3 et interagissant avec un second opérateur humain. Cette cellule multiagent est représentée sur la Figure 5.4. L'ensemble des robots de la cellule communiquent en temps réel via POWERLINK à une fréquence de $625Hz$, fixé par l'automate de sécurité du COMAU pour cette application. Un automate assure la transformation des données POWERLINK-EtherCAT pour permettre les échanges avec le cobot iiwa.

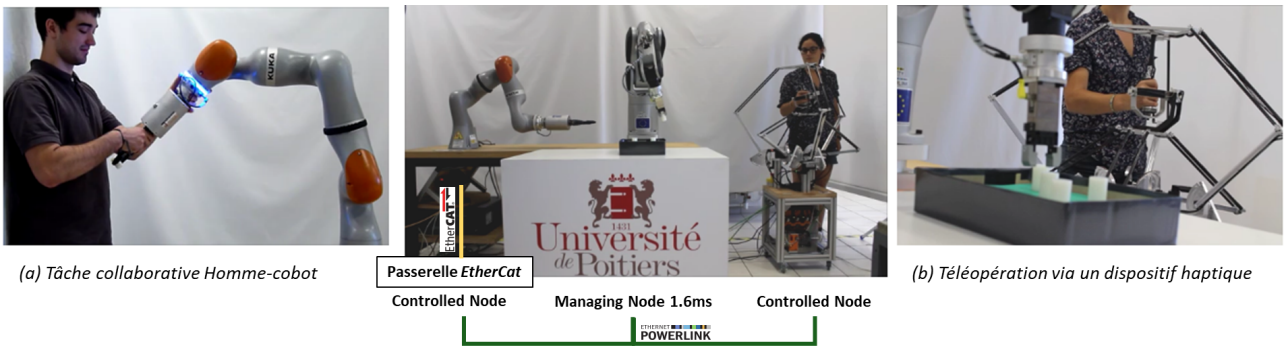


FIGURE 5.4. Implémentation d'une cellule collaborative multiagent

La cycle de l'application consiste à saisir une pièce cylindrique dans un bac en téléopérant le Racer 3. La pièce est ensuite transmise de manière automatique au cobot iiwa. Le second opérateur examine la pièce saisie en manipulant le cobot. Puis, la pièce est relâchée lorsque le cobot détecte la surface de dépose. Nous présentons en particulier la tâche de saisie réalisée à distance grâce au Delthaptic. Pour cette opération, un préhenseur Schunk est monté sur le robot COMAU et piloté via le bouton de contrôle de la poignée du dispositif haptique. Les interactions entre la pince et l'environnement de la tâche sont minimes et non déterminantes pour la saisie de la pièce par rapport aux informations visuelles. C'est pourquoi, il est choisi de ne pas intégrer le retour en effort pour cette application, qui augmenterait la charge cognitive de l'opérateur sans faciliter la réalisation de la tâche. Le contrôle en couple du Delthaptic a pour rôle de compenser les effets de la gravité et de créer le ressenti des limites de l'espace opérationnel (Cf. 4.2.1 chapitre 4).

Cette démonstration de la cellule multiagent a été exposée à la journée technique pour la recherche et l'industrie Tech Day 2017 *"Robotics 4.0" Open, safe, collaborative and innovative robotic applications in 4.0 industry*. Un grand nombre d'industriels et de chercheurs ont pu tester l'application de téléopération du COMAU par le Delthaptic. Ces personnes ont réussi la tâche de saisie avec un faible temps d'apprentissage, ce qui montre la simplicité d'utilisation du dispositif haptique. Cette journée d'essais démontre également la robustesse du prototype et de l'architecture matérielle de commande.

La précision du suivi des mouvements du Delthaptic par le robot piloté est évaluée sur la Figure 5.5 en comparant les positions articulaires de consigne q_{cons}, calculées à partir de la position

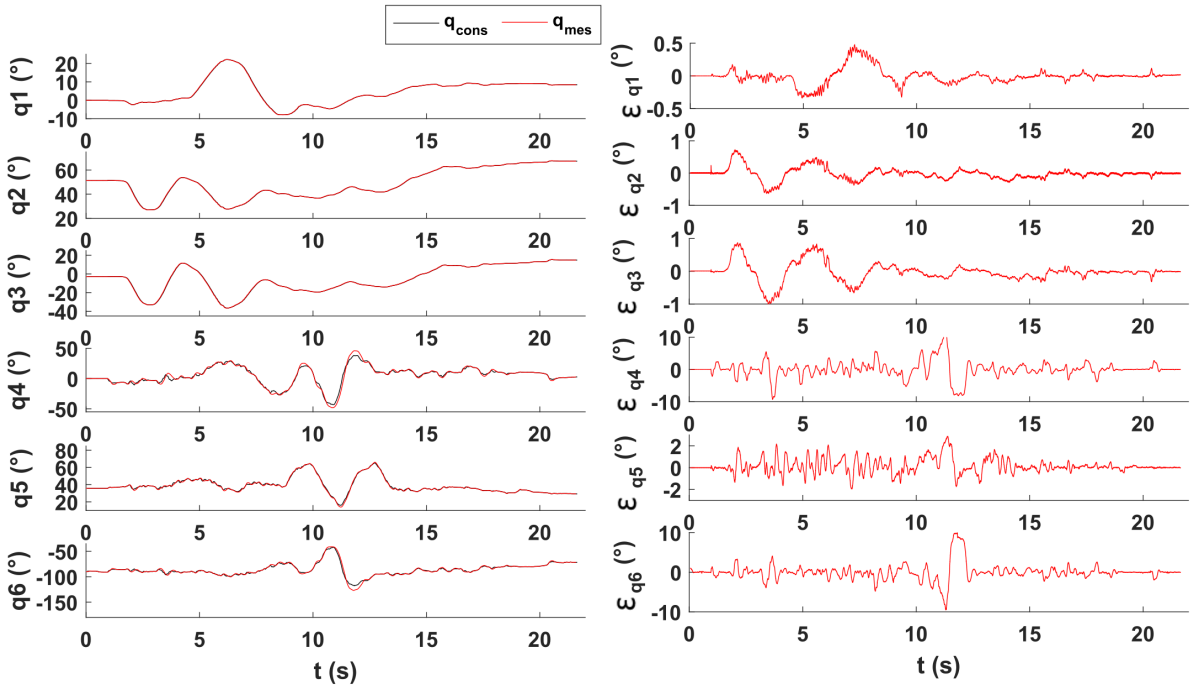


FIGURE 5.5. Suivi en position du robot COMAU téléopéré via le Delthaptic

désirée dans l'espace opérationnel X_{des}, et celles mesurées par les codeurs du COMAU q_{mes}. Les valeurs mesurées sont recalées temporellement sur les valeurs de consigne pour compenser les délais introduits par la communication et l'interpolateur CN. Bien que les positions articulaires réelles soient globalement cohérentes avec les consignes, des écarts non négligeables sont observés, notamment sur les axes 4 et 6 fortement sollicités lors de la tâche (rotation du poignet). Ces écarts peuvent s'expliquer par la vitesse d'avance $f = 2000mm/min = 33mm/s$ intégrée dans l'interpolateur CN du robot COMAU pour générer la trajectoire de l'outil. Cette valeur peut être augmentée pour assurer un meilleur suivi de la trajectoire de consigne, mais elle a été choisie relativement basse pour sécuriser la téléopération du robot pour cette application. Les erreurs en position sont également dues aux limites cinématiques articulaires du robot piloté : $\dot{q}_{max} = 180°/s$, $\ddot{q}_{max} = 900°/s^2$ et $\dddot{q}_{max} = 9000°/s^3$. En effet, la trajectoire de consigne, imposée par l'opérateur via le dispositif haptique, peut largement dépasser les limites en accélération et jerk du robot piloté, entraînant un retard dans le suivi des positions. Pourtant, il est essentiel d'intégrer ces limites articulaires lors du pilotage du robot. D'une part, les saturations en vitesse et accélération permettent d'éviter de dépasser les capacités articulaires et de détériorer l'actionnement. D'autre part, la limite en jerk lisse les phénomènes vibratoires et élimine les à-coups lors d'importantes variations d'accélération. Par ailleurs, bien qu'importants, les écarts en position ne semblent pas entraver la réalisation de cette tâche simple. Ils pourraient être plus gênants pour une tâche fine demandant une précision importante. Mais le robot piloté et les stratégies de contrôle seraient certainement plus adaptés à une telle tâche et il est probable que l'opérateur réduirait intuitivement la dynamique de son mouvement.

5.2.2 Évaluation d'une tâche d'exploration haptique

La téléopération du robot COMAU est implémentée sur une tâche d'exploration haptique. L'objectif de cette application est de démontrer la capacité du retour en effort à recréer le ressenti des

interactions du robot avec son environnement avec du matériel industriel. Pour cela, il est demandé à l'opérateur d'interagir avec des objets et de tenter de suivre leur flanc avec l'effecteur. Ces objets illustrent des environnements de raideurs différentes, un pavé avec une surface rigide et une surface légèrement amortie et une mousse souple. Les efforts d'interaction $F_{op,des}$ sont mesurés par le capteur 6 composantes de l'effecteur du robot COMAU, puis réinjecter dans la boucle de contrôle en effort du Delthaptic. L'installation expérimentale des essais d'exploration haptique est présentée sur la Figure 5.6. Pour cette application, le Delthaptic et le robot piloté communiquent à une fréquence de $2.5kHz$, compatible avec les exigences sensorielles humaines pour assurer un bon ressenti.

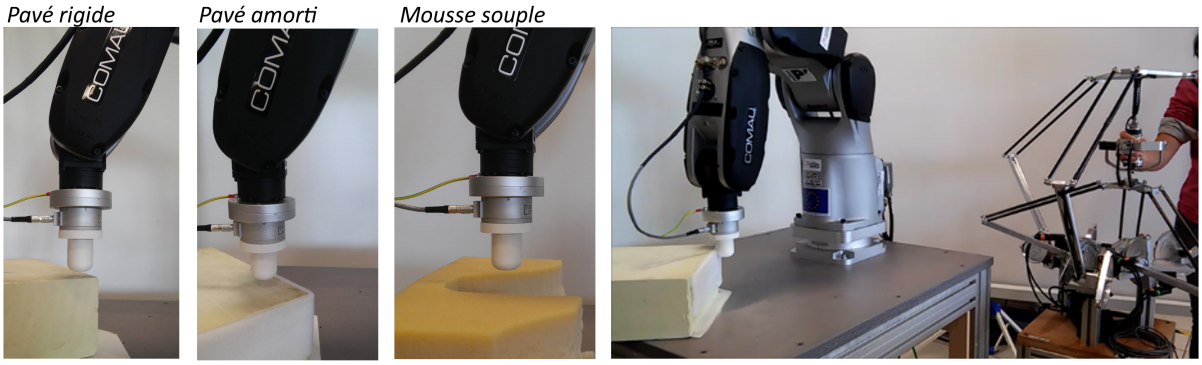


FIGURE 5.6. Essais d'exploration haptique par téléopération d'un robot industriel

Le principal enjeu d'une telle application de téléopération haptique réside dans l'emploi d'un robot industriel en intégrant les fonctions de pilotage CN standards. La majorité des robots actuellement utilisés dans l'industrie présente ce type de commande en position et vitesse, adapté à la réalisation de tâches simples, programmées en dur. En téléopération, ce mode de pilotage CN permet un bon suivi des positions de consignes transmises par l'opérateur. Cependant, il devient plus délicat d'employer un tel pilotage en position du robot pour une application avec retour haptique. En effet, le robot est piloté rigidement et possède une grande capacité en effort. Lors du contact avec un environnement, le suivi des consignes en position par le robot engendre très rapidement d'importants efforts d'interaction. Ces efforts retranscris directement par le retour haptique à l'opérateur mènent a des mouvements brusques du dispositif et affectent la réalisation de la tâche. Cette difficulté est propre aux modes de pilotage permis par la programmation CN et ne se produirait pas avec une commande en effort du robot. Le contrôle en effort permet d'intégrer une impédance dans l'espace opérationnel qui lisserait ces phénomènes de discontinuité en effort. Seulement, un pilotage en effort n'est possible que si le robot est équipé de capteurs de couples articulaires ou si l'intégrateur dispose d'un modèle dynamique précis du robot et de ses systèmes de transmissions. Les dispositifs haptiques comportant de nombreuses applications dans le domaine industriel, sur des robots où le contrôle en effort n'est pas toujours disponible, il nous parait intéressant de comparer les différents essais d'exploration haptique en conservant un mode de pilotage en position du robot COMAU.

Pour faciliter la réalisation de la tâche de suivi de surface, le robot n'est piloté qu'en translation, l'effecteur restant vertical lors de la téléopération. Dans cette configuration, l'interaction ne génère que des efforts en translation pour le retour haptique. La téléopération du robot est sécurisée grâce à un mur virtuel, d'une raideur de $K = 1000N/mm$, arrêtant verticalement les mouvements de l'opérateur à $50mm$ au dessus de la table. Ces essais d'exploration haptique démontrent, d'une part, la transparence au contact du Delthaptic et l'efficacité du retour en effort, et d'autre part la rapidité de la communication et la robustesse du schéma de téléopération bilatérale adopté. Les tracés en

Fig. 5.7 comparent la position dans l'espace opérationnel et le retour en effort pour des interactions avec les différents objets.

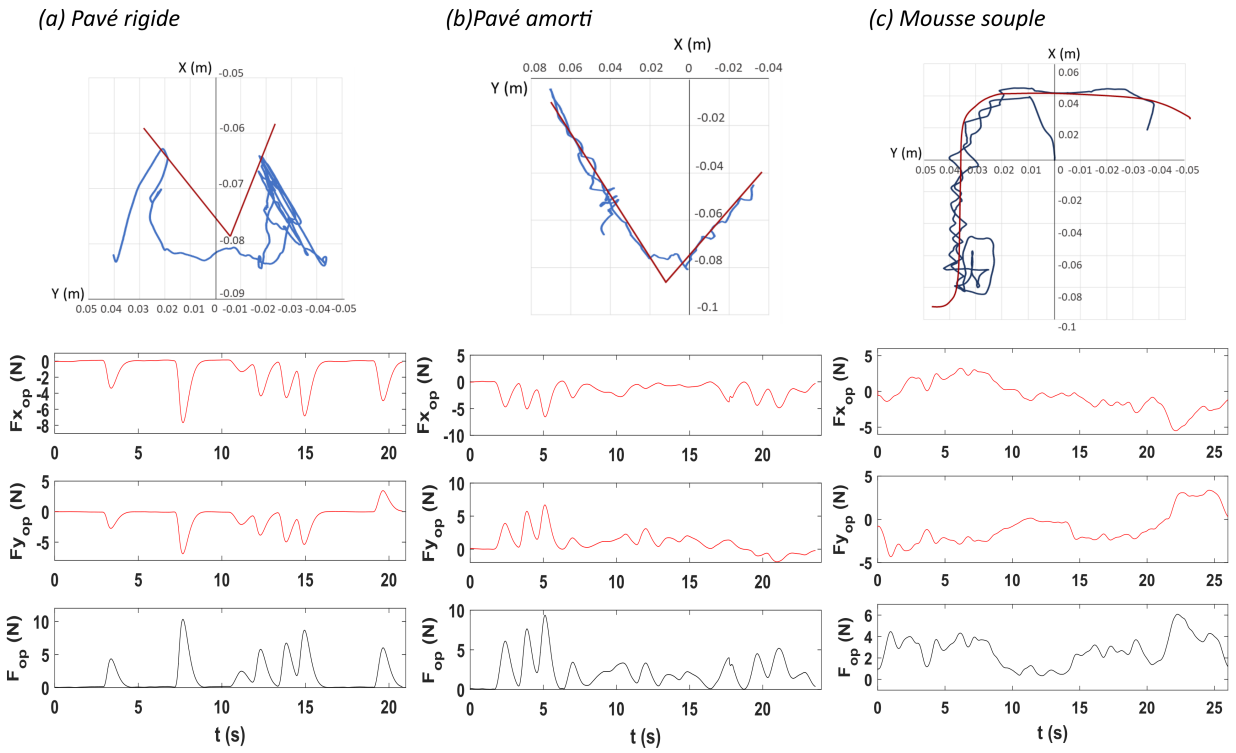


FIGURE 5.7. Position et efforts d'interaction en téléopération du robot COMAU

Comme attendu, le premier essai d'interaction avec le pavé rigide mène à des mouvements brusques en réaction aux grandes variations dans le retour en effort (pics en effort de 5 à $10N$). Ces à-coups sont adoucis en limitant le retour en effort transmis à l'opérateur par rapport aux efforts d'interaction mesurés par le capteur $F_{op} = F_{capt}/6$. Mais il reste impossible pour l'opérateur de suivre la surface du pavé. Cet essai démontre l'impossibilité d'interagir finement avec un environnement rigide lors d'un contrôle rigide en position du robot piloté.

Pour le deuxième essai, un élément souple fixé au pavé vient amortir passivement l'interaction du COMAU avec l'objet. Ici encore, le retour en effort transmis à l'opérateur est réduit par rapport aux efforts d'interaction mesurés par le capteur $F_{op} = F_{capt}/3$. L'exploration haptique de cet environnement semi-rigide est plus facile. L'opérateur réussit à suivre la surface du pavé après une courte phase d'adaptation, mise en évidence par les légères oscillations en position et en effort lors des premiers contacts avec le pavé de 0 à $6s$. Après cette phase d'apprentissage, les efforts transmis à l'opérateur restent inférieurs à $5N$, caractérisant une interaction plus fine avec l'objet. Cet essai montre qu'il peut être envisagé de conserver un contrôle en position du robot téléopéré, pour certaines applications, en intégrant une impédance passive au niveau de l'outil. Le réglage de cette impédance passive et du facteur du retour en effort dépendra de l'application visée et du niveau de ressenti souhaité par l'opérateur.

Enfin, il est demandé à l'opérateur d'explorer la surface complexe d'une mousse souple grâce au retour haptique direct $F_{op} = F_{capt}$ des interactions. Cet essai vise à démontrer la sensibilité en effort du système de téléopération pour retranscrire finement des environnements mous. Les résultats, présentés sur la Figure 5.7, montrent que le trajet de l'outil suit globalement la surface de la mousse avec un retour en effort variant de 2 à $4N$. Cependant, l'opérateur déforme légèrement la

mousse pour obtenir les informations suffisantes en effort pour suivre sa surface. Cette observation souligne un manque de précision dans le retour haptique pour ce schéma de téléopération, altérant le ressenti précis d'un objet souple. Cette imperfection provient du manque de fidélité du capteur 6-composantes estimant les efforts d'interaction au niveau de l'effecteur du COMAU. Les valeurs mesurées varient en effet avec des erreurs pouvant atteindre $\pm 2N$, dues à un important bruit de mesure et à la sensibilité du capteur au rayonnement des actionneurs. Ces erreurs sont réduites en améliorant le blindage des câbles du capteur et en filtrant considérablement les données. Mais les filtres entraînent des délais dans le calcul des efforts et la transmission direct des données du capteur d'effort reste insuffisante pour assurer un bon ressenti des interactions fines, sous un certain seuil d'effort. Avec une commande en effort dans l'espace opérationnel du robot piloté, des méthodes d'estimation des efforts d'interaction permettent de s'affranchir des problèmes de mesure rencontrés pour le retour haptique. Par exemple, [Park et Khatib, 2006] considèrent un ressort virtuel entre le dispositif haptique et le robot piloté pour générer les efforts d'interaction à transmettre à l'opérateur.

Cette partie a prouvé le bon fonctionnement du Delthaptic comme système de téléopération pour piloter un robot industriel et recréer le ressenti des interactions avec l'environnement de la tâche. Des essais d'exploration haptique ont mis en évidence les difficultés présentes dans la mise en oeuvre d'un schéma de téléopération bilatérale avec un robot industriel intégrant des fonctions de pilotage CN standards. D'une part, le pilotage en position du robot rend très difficile le rendu des interactions avec un environnement rigide, générant des efforts importants et des mouvements brusques. D'autre part, la mesure des efforts dans l'espace opérationnel du robot piloté, pour un retour haptique direct, est adaptée tant que l'application ne requière pas une sensibilité et une précision importantes des efforts transmis à l'opérateur.

5.3 Téléopération haptique du robot collaboratif Kuka LWR

Le Delthaptic est implémenté sur une seconde application de téléopération d'un robot collaboratif Kuka LWR. Ce cobot, équipé de capteurs de couples articulaires, peut être contrôlé en effort dans l'espace opérationnel, mode de pilotage plus adapté pour la téléopération haptique. Des raideurs de $4000N/m$ en translation et de $250Nm/rad$ en rotation, et des coefficients d'amortissement de $0.7N.s/m$ et de $0.7Nm.s/m$ sont imposés pour contrôler le robot en impédance dans l'espace opérationnel. L'effort désiré dans l'espace opérationnel du LWR est ainsi calculé à partir de la différence entre les positions de consigne X_{cons} et réelle du LWR X_{Rob} et des valeurs de raideur et d'amortissement. Les couples articulaires en sont déduits et constituent la consigne du robot piloté. Le choix de raideurs importantes permet un comportement plus rigide du robot piloté. Ces valeurs doivent être ajustées en fonction de la tâche à réaliser et des préférences de l'opérateur. Les positions de consigne dans l'espace opérationnel, imposées par l'opérateur via le Delthaptic, sont directement transmises au LWR, après un simple changement de repère.

La machine d'états du Delthaptic, présentée pour l'application avec le robot COMAU, reste similaire pour la téléopération du LWR. Les variables d'états du LWR sont *LWR_ Ready*, quand le robot attend le début du cycle à sa position d'origine, et *LWR_ Tracking*, lorsqu'il passe en mode de commande pour suivre les consignes du Delthaptic dans l'espace opérationnel. Les efforts d'interaction avec l'environnement de la tâche $F_{op,des}$ sont estimés à partir des mesures de couples articulaires et du modèle dynamique du robot. Comme précédemment, ces valeurs estimées à partir de données sensorielles sont suffisantes pour un retour haptique direct sur une application ne

mettant pas en jeu d'interactions fines.

La machine d'états du LWR pour l'application de téléopération et la gestion de la communication entre les deux robots sont intégrées dans les programmes cycliques du PC industriel du Delthaptic. Une communication par un protocole UDP horodaté assure l'échange de deux structures complètes de commande et d'information entre le contrôleur Kuka KRC2 et le PC industriel. Ces structures de communication sont définies par l'interface FRI du contrôleur KRC2 et transportent à chaque cycle l'ensemble des informations pouvant être échangées avec le LWR. La période de communication est fixée à $4ms$, temps de cycle minimal assurant une qualité suffisante de la communication sans perte de trame. Le système complet de téléopération est décrit sur la Figure 5.8.

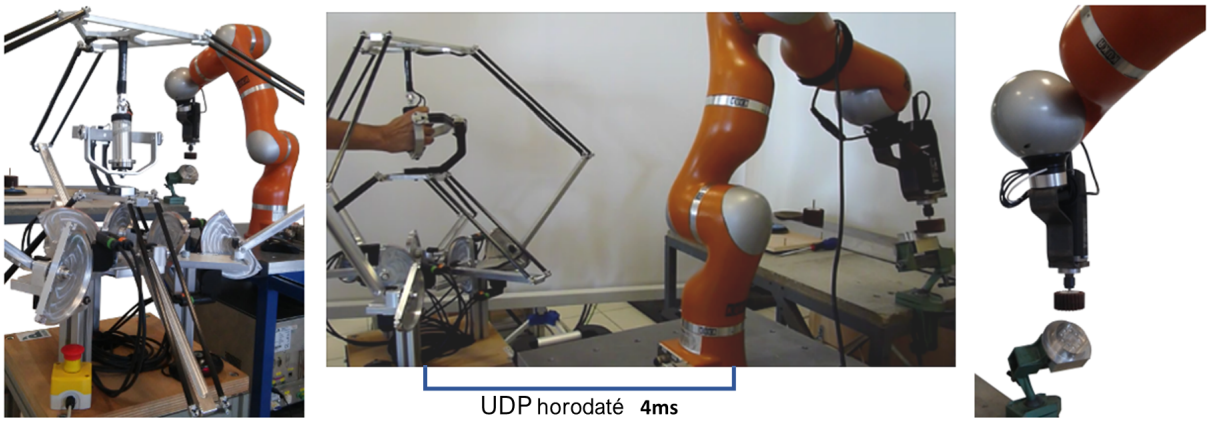


FIGURE 5.8. Téléopération du cobot Kuka LWR sur une tâche d'ébavurage

Il est choisi d'illustrer la téléopération haptique du LWR via le Delthaptic sur une tâche d'ébavurage à distance. Le cobot est équipé d'une broche et d'un disque d'ébavurage. Il est demandé à l'opérateur d'ébavurer le contour cylindrique d'une pièce usinée. Le cobot ayant une grande capacité en effort, d'environ $150N$, le retour haptique transmis à l'opérateur est seuillé par les valeurs maximales admissibles par le Delthaptic ($20N$ et $0.5Nm$). Le retour en effort est également réduit par rapport aux efforts d'interaction mesurés, d'un facteur 2 en translation et 30 en rotation, afin de réduire les vibrations de l'outil et les efforts importants de l'opération d'ébavurage subits par l'opérateur, tout en conservant les informations nécessaires à la réalisation de la tâche. Le réglage de ce facteur d'échelle des efforts transmis à l'opérateur dépend de la tâche à réaliser et doit être ajusté en fonction du ressenti propre à chaque individu. Par ailleurs, le couple estimé autour de l'axe de rotation de l'outil n'est pas transmis à l'opérateur puisqu'il n'apporte pas d'information significative pour le suivi de surface et génère des efforts supplémentaires.

La tâche d'ébavurage téléopérée est réalisée facilement par différents opérateurs, après un court temps d'adaptation. Le trajet de l'outil, son orientation et le retour en effort sont présentés en Figure 5.9 pour un essai d'ébavurage.

La position et l'orientation de l'effecteur du LWR montrent que l'opérateur suit correctement le contour de la pièce lors de l'essai d'ébavurage. Le retour en effort en translation varie sans à-coups de $-4N$ à $5N$ en X et Y, directions principales des efforts d'interaction entre le disque d'ébavurage et la surface cylindrique, et autour de $0-2N$ en Z, information permettant à l'opérateur de placer l'outil verticalement par rapport à l'épaulement de la pièce. Le retour en couples permet à l'opérateur d'ajuster l'orientation de l'outil pour suivre la face à ébavurer par le flanc de la brosse d'ébavurage.

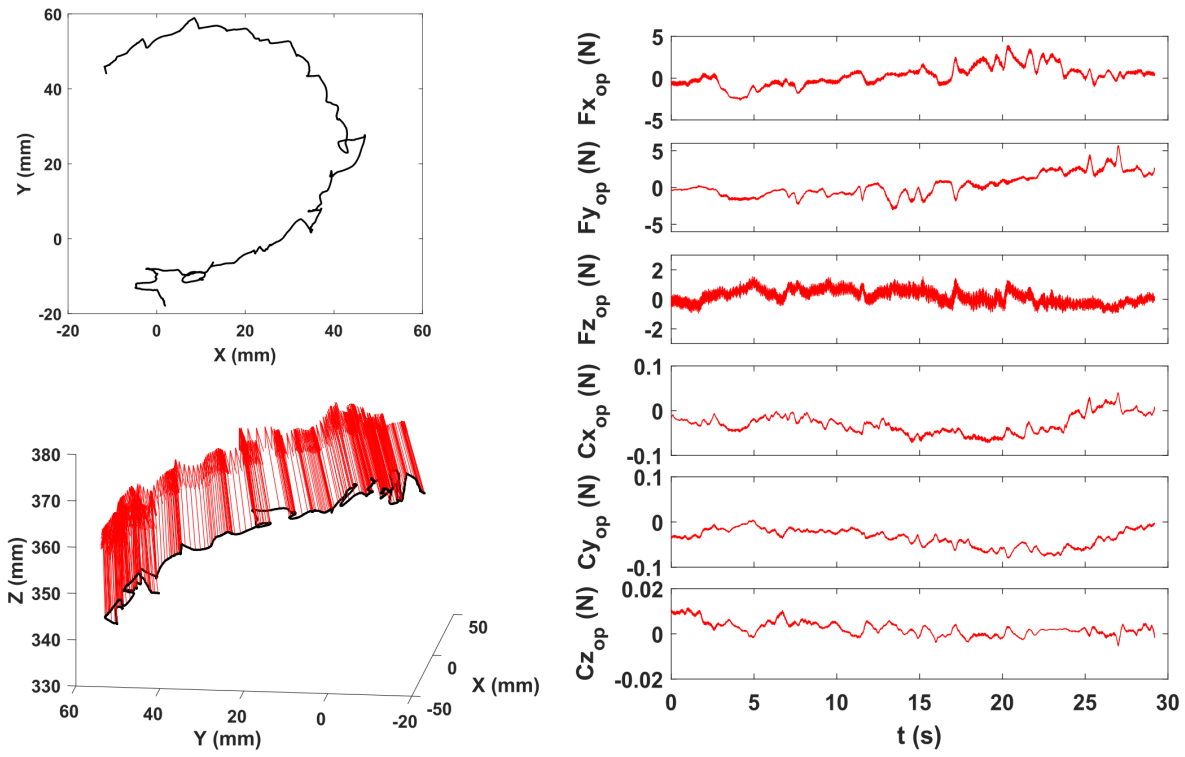


FIGURE 5.9. Position et efforts d'interaction du LWR lors de la tâche d'ébavurage à distance

Cette application d'ébavurage à distance démontre la capacité du Delthaptic à téléopérer un robot collaboratif et à transmettre le retour haptique à l'opérateur pour lui permettre de réaliser confortablement une tâche complexe suivant les six degrés de liberté. De plus, l'ensemble des applications de téléopération met en avant la polyvalence du dispositif haptique, pouvant piloter différents types de robots sur des applications variées. Chaque robot piloté, chaque tâche à réaliser, et chaque moyen de communication adopté nécessitent un ajustement du programme de l'application du Delthaptic et un choix d'une stratégie de commande appropriée pour la téléopération. Mais la mise en oeuvre de l'interface haptique est rapide et assure de bonnes performances sur des tâches à distance après un faible temps d'apprentissage.

5.4 Intégration de l'environnement de réalité virtuelle Chai 3d

Pour compléter l'évaluation du dispositif haptique, le prototype est implémeté pour interagir avec l'environnement de réalité virtuelle Chai3d [Conti *et al.*, 2003]. Pour cela une classe dédiée *CDelthapticDevice* est développée dans Chai3d pour faire le lien avec les paramètres du dispositif haptique et définir les structures des commandes et des informations échangées entre le Delthaptic et l'environnement virtuel de simulation.

Une communication UDP est établie entre le PC industriel du Delthaptic et le système d'exploitation linux administrant les applications de réalité virtuelle. Une tâche de fond *updateUDP* est ajoutée au programme de l'application Chai3d pour gérer cycliquement l'envoi et la réception des trames et actualiser les informations échangées. La figure 5.10 présente les structures d'échange *ChaiToDelthaptic* et *DelthapticToChai* et l'interaction avec l'environnement virtuel Chai3d via le Delthaptic.

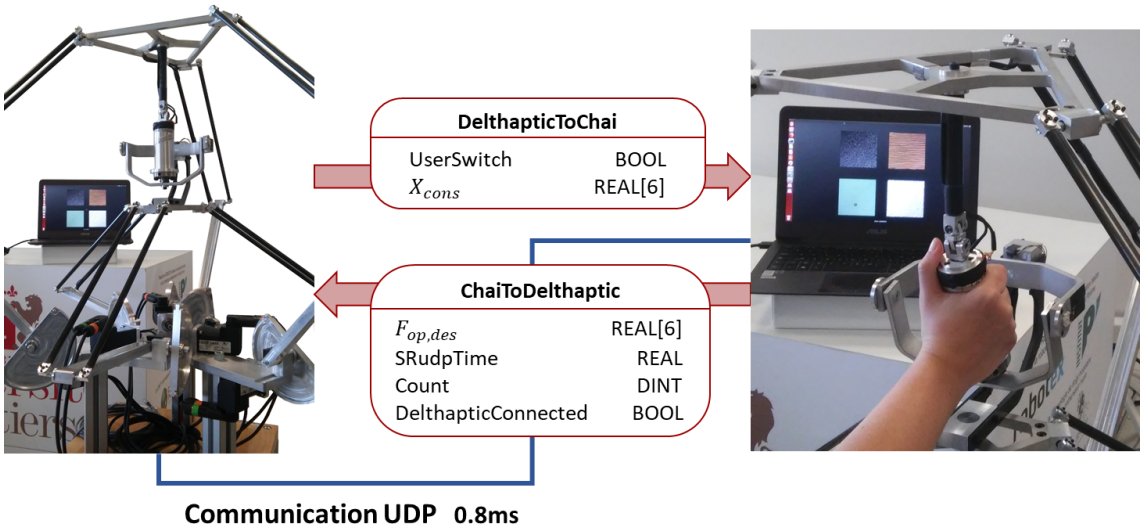


FIGURE 5.10. Intégration de l'environnement virtuel Chai 3d

Parmi les données échangées, la position de consigne X_{cons} dans l'espace opérationnel et l'état du bouton de contrôle de la poignée *UserSwitch* pilotent l'avatar du Delthaptic dans l'environnement virtuel. Les interactions entre cet avatar et l'environnement simulé génèrent le retour en effort désiré dans l'espace opérationnel $F_{op,des}$. Les informations *SRudpTime*, temps du cycle complet d'envoi et de réception d'une trame, et *Count*, compteur des trames envoyées par Chai, permettent d'évaluer la qualité de la communication UDP et éventuellement d'ajuster la fréquence de communication si trop de trames sont perdues. L'état *DelthapticConnected* indique que la communication est correctement établie avec l'application Chai3d et que les structures reçues par le dispositif haptique peuvent donc être exploitées en consigne de retour en effort.

L'intégration de l'application Chai3d permet de tester le prototype du Delthaptic sur différentes simulations de tâches et d'interagir finement avec des environnements virtuels complexes. Par example, l'opérateur peut explorer haptiquement diverses textures de matériaux, comme illustré sur la Figure 5.11. Les forces de réaction des matériaux sont estimées numériquement à partir des modèles disponibles dans la librairie Chai. Elles recréent le ressenti haptique du contact de l'avatar avec ces environnements virtuels.

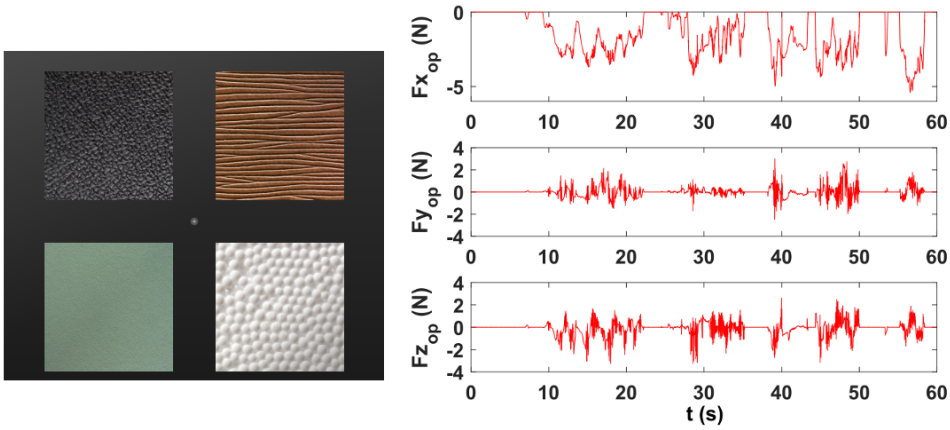


FIGURE 5.11. Interaction virtuelle avec différentes textures de matériaux

Conclusion et perspectives

Conclusion

La téléopération avec retour haptique entrouvre aujourd'hui un nouvel horizon dans l'activité humaine, en transférant l'opérateur sur un poste de contrôle distant, sûr et ergonomique. Dans ce schéma de téléopération, le dispositif haptique permet à l'opérateur de contrôler la tâche à distance avec le ressenti des interactions du robot piloté avec son environnement. Les travaux de thèse présentés dans ce manuscrit ont mené au développement du Delthaptic, une interface haptique polyvalente et transparente, à six degrés de liberté actifs.

Une stratégie systématique de conception a structuré le développement du dispositif haptique performant, en adoptant cinq étapes essentielles pour le développement du système mécatronique :

- Les exigences fonctionnelles et les contraintes de conception du dispositif haptique ont été définies en accord avec une analyse des performances sensorimotrices humaines. Une revue de la littérature des dispositifs polyvalents existants a permis de placer le projet de thèse dans le contexte actuel de la recherche en haptique.
- La conception structurelle du Delthaptic a aboutie sur une nouvelle architecture parallèle couplée, constituée de deux robots Delta liés à une poignée hélicoïdale. Ce couplage original offre un large espace de travail sans singularité, suivant les six degrés de liberté. Il permet de conserver les caractéristiques d'un mécanisme parallèle qui sont déterminantes pour la transparence de l'interface, telles qu'une grande rigidité, de faibles inerties, ou une plus grande précision en position.
- Une analyse cinématique et dynamique a caractérisé le comportement de la structure en position et en effort, vis-à-vis de ses configurations singulières et de ses modes de travail et d'assemblage. L'espace de travail du dispositif haptique a été évalué en fonction des paramètres géométriques. Les modèles du robot expriment les relations entre les espaces opérationnel et articulaire. Le couplage en parallèle de deux manipulateurs bien connus pour obtenir la mobilité de l'effecteur mène à une modélisation analytique simple du Delthaptic, directement fonction des modèles des différentes chaînes cinématiques qui le composent.
- Un processus d'optimisation itératif et multiobjectif a permis de choisir une solution optimale pour le mécanisme et a fixé les paramètres géométriques de la structure maximisant des critères de performances cinématiques et dynamiques. Les actionneurs et les systèmes de transmission ont également été sélectionnés au cours de ce processus d'optimisation.
- Les composants mécatroniques du dispositif de téléopération ont été définis et dimensionnés pour mener à la fabrication d'un prototype. Le soin apporté à la conception et à la réalisation des pièces mécaniques et des articulations mène à un système réversible, sans jeu et avec peu de frottement, légers, rigide et facile d'utilisation. L'armoire électrique, l'architecture matérielle de commande et l'architecture logicielle de programmation du système ont été détaillées.

A la suite de ce processus de conception, un prototype du Delthaptic a été fabriqué, assemblé et intégré sur la plateforme expérimentale du laboratoire. Ce prototype valide le bon fonctionnement du Delthaptic comme interface haptique et permet d'évaluer expérimentalement ses performances. Pour évaluer les spécificités propres au dispositif haptique, nous choisissons d'implémenter un schéma de contrôle en impédance en boucle ouverte, avec compensation des effets de la gravité et des phénomènes de cogging des moteurs. L'ensemble des performances, estimées expérimentalement pour ce prototype du Delthaptic, est résumé dans le Tableau 5.1. Seuls les critères de précision en position et en effort ne sont pas vérifiés par le prototype. L'anticipation de la raideur des systèmes de transmission, proposée dans le schéma de contrôle, doit permettre de réduire l'erreur en position du Delthaptic et devrait mener à la précision attendue ($\leq 1mm$ et $\leq 2°$). L'erreur en effort provient essentiellement des frottements secs dans les transmissions et des effets inertiels du mécanisme. Elle reste proche de la précision souhaitée ($\leq 1N$ et $\leq 0.05Nm$) et sera facilement réduite par l'implémentation d'une boucle de rétroaction dans le contrôle en effort.

TABLE 5.1. Performances évaluées en boucle ouverte pour le prototype

Critère de performances	**Translation**	**Rotation**
Espace de travail	$200 \times 200 \times 200mm$	$\pm 90 \times \pm 90 \times \pm 90°$
Effort maximum	$\pm 20N$	$\pm 0.5Nm$
Précision en effort	$\leq 2N$	$\leq 0.1Nm$
Résolution en position	$0.0056mm$	θ 0.013° ψ 0.034°
Précision en position	$\leq 4mm$	$\leq \theta$ 2° ϕ 4°
Fréquence de communication		
POWERLINK-COMAU	$2.5kHz$	
UDP-LWR	$250Hz$	
UDP-Chai3d	$1.25kHz$	

Enfin, l'intégration du Delthaptic sur différentes applications de téléopération haptique, pour piloter des robots industriels et collaboratifs, et son interfaçage avec l'environnement virtuel Chai3d, ont démontré la polyvalence du dispositif et sa capacité à recréer le ressenti des interactions avec l'environnement de la tâche. De plus, la réalisation par plusieurs opérateurs de tâches complexes, telle qu'une opération d'ébavurage téléopérée, prouve la facilité d'utilisation et le caractère intuitif du système de téléopération.

Perspectives

Ces travaux de recherche ouvrent de nombreuses perspectives pour le projet.

Tout d'abord, les essais expérimentaux, réalisés sur le prototype, ont mis en évidence des phénomènes dynamiques perturbant la transparence du dispositif haptique (frottements, effets inertiels,...). Ces phénomènes peuvent être compensés par la mise en oeuvre d'un schéma de commande avec une boucle de rétroaction basée sur les données sensorielles du système. Ce volet d'études portant sur les stratégies de contrôle en boucle fermée du dispositif haptique reste à traiter pour atteindre une meilleure transparence et un comportement optimal du Delthaptic dans le schéma de téléopération bilatérale. Compte tenu de la structure parallèle couplée originale, il peut être envisagé de développer des méthodes de commande hybrides en admittance/impédance pour générer le retour en effort en translation et en rotation. Différents squelettes de contrôle

devraient être proposés, simulés et testés expérimentalement, afin de déterminer la stratégie offrant les meilleures performances pour la téléopération et le meilleur ajustement entre transparence et stabilité du Delthaptic.

Par ailleurs, l'utilisation du prototype sur diverses applications a souligné plusieurs aspects pratiques et ergonomiques à intégrer pour la fabrication d'une nouvelle version du Delthaptic.

Compte tenu des retours sur expérience faits par les individus essayant le dispositif, il nous parait important de retravailler l'ergonomie du système. D'une part, bien que le placement du bras soit confortable lors de la téléopération, une utilisation prolongée pourrait entraîner une certaine fatigue de l'opérateur. L'adaptation du poste de travail par l'ajout d'un support d'appui pour le coude éviterait cette fatigue. D'autre part, certains individus nous ont aussi fait part du caractère déroutant, à la première utilisation, de saisir la poignée au coeur de l'interface, entre les deux robots Delta. Un nouveau placement de l'effecteur sur le dessus du Delthaptic, en réagencent la structure cinématique, rendrait sa préhension plus intuitive et plus human-friendly.

Cette interface haptique a été développée pour couvrir un large espace de travail, menant à une structure imposante et plus difficile à transporter. Le développement d'un dispositif haptique compact, en conservant l'architecture originale du Delthaptic, nous parait essentiel pour compléter ce projet de recherche. Il est en cours de conception et sera bientôt réalisé. La compacité du nouveau dispositif haptique contraint à une réduction de son espace de travail. Afin de permettre à l'opérateur de téléopérer un robot dans un large environnement, des stratégies d'augmentation de l'espace opérationnel de la tâche par rapport à celui de l'interface haptique sont actuellement développées et testées expérimentalement. Elles sont construites, après une revue de la littérature, par extension de la méthode proposée par [Conti et Khatib, 2005], en accord avec le ressenti de l'opérateur, et sont ajustées à la tâche à réaliser.

A terme, l'intégration de cette nouvelle interface haptique compacte, complètement parallèle et polyvalente, en adoptant un schéma de commande assurant une grande transparence et la stabilité de l'interaction haptique, pourrait être prometteuse pour l'évolution des tâches téléopérées dans de nombreux domaines.

Bibliographie

[Ahmad *et al.*, 2014] AHMAD, A., ANDERSSON, K. et SELLGREN, U. (2014). A model-based and simulation-driven methodology for design of haptic devices. *Mechatronics*, 24(7):805–818.

[Arata *et al.*, 2011] ARATA, J., KONDO, H., IKEDO, N. et FUJIMOTO, H. (2011). Haptic device using a newly developed redundant parallel mechanism. *IEEE Transactions on Robotics*, 27(2): 201–214.

[Armstrong, 1998] ARMSTRONG, R. W. (1998). Load to motor inertia mismatch : Unveiling the truth. *In Drives and Controls Conference*.

[Arsenault et Boudreau, 2004] ARSENAULT, M. et BOUDREAU, R. (2004). The synthesis of three-degree-of-freedom planar parallel mechanisms with revolute joints (3-rrr) for an optimal singularity-free workspace. *Journal of Robotic Systems*, 21(5):259–274.

[Asada, 1983] ASADA, H. (1983). A geometrical representation of manipulator dynamics and its application to arm design. *Journal of dynamic systems, measurement, and control*, 105(3):131–142.

[Bai, 2010] BAI, S. (2010). Optimum design of spherical parallel manipulators for a prescribed workspace. *Mechanism and Machine Theory*, 45(2):200–211.

[Barbieri *et al.*, 2014] BARBIERI, G., FANTUZZI, C. et BORSARI, R. (2014). A model-based design methodology for the development of mechatronic systems. *Mechatronics*, 24(7):833–843.

[Baser et Konukseven, 2010] BASER, O. et KONUKSEVEN, E. (2010). Theoretical and experimental determination of capstan drive slip error. *Mechanism and Machine Theory*, 45(6):815–827.

[Bassan *et al.*, 2009] BASSAN, H., TALASAZ, A. et PATEL, R. (2009). Design and characterization of a 7-dof haptic interface for a minimally invasive surgery test-bed. *In IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, IROS 2009*, pages 4098–4103.

[Berkelman *et al.*, 1996] BERKELMAN, P., BUTLER, Z. et HOLLIS, R. (1996). Design of a hemispherical magnetic levitation haptic interface device. *In Proceedings of the ASME Winter Annual Meeting, Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, pages 483–488.

[Bernstein *et al.*, 2013] BERNSTEIN, N., LAWRENCE, D. et PAO, L. (2013). Dynamics modeling for parallel haptic interfaces with force sensing and control. *IEEE transactions on haptics*, 6(4):429–439.

[Bonev *et al.*, 2002] BONEV, I., ZLATANOV, D. et GOSSELIN, C. (2002). Advantages of the modified euler angles in the design and control of pkms. *In International Conference of Parallel Kinematic Machines*, pages 171–188.

[Borro *et al.*, 2004] BORRO, D., SAVALL, J., AMUNDARAIN, A., GIL, J., GARCIA-ALONSO, A. et MATEY, L. (2004). A large haptic device for aircraft engine maintainability. *IEEE Computer Graphics and Applications*, 24(6):70–74.

[Bowling et Khatib, 2002] BOWLING, A. et KHATIB, O. (2002). Actuator selection for desired dynamic performance. *In IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, IROS 2002*, volume 2, pages 1966–1973.

[Bowling et Khatib, 2005] BOWLING, A. et KHATIB, O. (2005). The dynamic capability equations : a new tool for analyzing robotic manipulator performance. *IEEE transactions on robotics*, 21(1):115–123.

[Brooks, 1990] BROOKS, T. (1990). Telerobotic response requirements. *In IEEE International Conference on Systems, Man and Cybernetics*, pages 113–120.

[Cardou *et al.*, 2010] CARDOU, P., BOUCHARD, S. et GOSSELIN, C. (2010). Kinematic-sensitivity indices for dimensionally nonhomogeneous jacobian matrices. *IEEE Transactions on Robotics*, 26(1):166–173.

[Carignan et Cleary, 2000] CARIGNAN, C. et CLEARY, K. (2000). Closed-loop force control for haptic simulation of virtual environments.

[Chablat et Wenger, 2003] CHABLAT, D. et WENGER, P. (2003). Architecture optimization of a 3-dof translational parallel mechanism for machining applications, the orthoglide. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 19(3):403–410.

[Chablat et Wenger, 2006] CHABLAT, D. et WENGER, P. (2006). A six degree-of-freedom haptic device based on the orthoglide and a hybrid agile eye. *In ASME 2006 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference*, pages 795–802.

[Chaker *et al.*, 2012] CHAKER, A., MLIKA, A., LARIBI, M. A., ROMDHANE, L. et ZEGHLOUL, S. (2012). Synthesis of spherical parallel manipulator for dexterous medical task. *Frontiers of Mechanical Engineering*, 7(2):150–162.

[Chang *et al.*, 2000] CHANG, K.-S., HOLMBERG, R. et KHATIB, O. (2000). The augmented object model : Cooperative manipulation and parallel mechanism dynamics. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA 2000*, volume 1, pages 470–475.

[Chedmail et Gautier, 1990] CHEDMAIL, P. et GAUTIER, M. (1990). Optimum choice of robot actuators. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 112(4):361–367.

[Clavel, 1988] CLAVEL, R. (1988). Delta, a fast robot with parallel geometry. *In 18th International Symposium on Industrial Robots*, pages 91–100.

[Conti *et al.*, 2003] CONTI, F., BARBAGLI, F., BALANIUK, R., HALG, M., LU, C., MORRIS, D., SENTIS, L., WARREN, J., KHATIB, O. et SALISBURY, K. (2003). The chai libraries, chai 3d, version 3.2. *In Proceedings of Eurohaptics 2003*, pages 496–500.

[Conti et Khatib, 2005] CONTI, F. et KHATIB, O. (2005). Spanning large workspaces using small haptic devices. *In Eurohaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems, World Haptics 2005*, pages 183–188.

[Corne *et al.*, 2001] CORNE, D., JERRAM, N., KNOWLES, J. et OATES, M. (2001). Pesa-ii : Region-based selection in evolutionary multiobjective optimization. *In Proceedings of the 3rd Annual Conference on Genetic and Evolutionary Computation*, pages 283–290.

[Corne *et al.*, 2000] CORNE, D., KNOWLES, J. et OATES, M. (2000). The pareto envelope-based selection algorithm for multiobjective optimization. *In International Conference on Parallel Problem Solving from Nature*, pages 839–848.

[Courteille *et al.*, 2009] COURTEILLE, E., DEBLAISE, D. et MAURINE, P. (2009). Design optimization of a delta-like parallel robot through global stiffness performance evaluation. *In IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, IROS 2009*, pages 5159–5166.

[Deb *et al.*, 2002] DEB, K., PRATAP, A., AGARWAL, S. et MEYARIVAN, T. (2002). A fast and elitist multiobjective genetic algorithm : Nsga-ii. *IEEE transactions on evolutionary computation*, 6(2):182–197.

[Deblaise *et al.*, 2006] DEBLAISE, D., HERNOT, X. et MAURINE, P. (2006). A systematic analytical method for pkm stiffness matrix calculation. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA 2006*, pages 4213–4219.

[Dreyfuss, 1967] DREYFUSS, H. (1967). *The measure of man : human factors in design*. Whitney Library of Design New York.

[Ergin *et al.*, 2011] ERGIN, M., SATICI, A. et PATOGLU, V. (2011). Design optimization, impedance control and characterization of a modified delta robot. *In IEEE International Conference on Mechatronics, ICM 2011*, pages 737–742.

[Faulring *et al.*, 2006] FAULRING, E., COLGATE, J. et PESHKIN, M. (2006). The cobotic hand controller : design, control and performance of a novel haptic display. *The International Journal of Robotics Research*, 25(11):1099–1119.

[Favre *et al.*, 1993] FAVRE, E., CARDOLETTI, L. et JUFER, M. (1993). Permanent-magnet synchronous motors : A comprehensive approach to cogging torque suppression. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 29(6):1141–1149.

[Gao *et al.*, 2010] GAO, Z., ZHANG, D. et GE, Y. (2010). Design optimization of a spatial six degree-of-freedom parallel manipulator based on artificial intelligence approaches. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 26(2):180–189.

[Garrec *et al.*, 2004] GARREC, P., FRICONNEAU, J.-P. et LOUVEAUX, F. (2004). Virtuose 6d : a new force-control master arm using innovative ball-screw actuators. *In 35th International Symposium on Robotics, ISR 2004*.

[Gausemeier et Moehringer, 2003] GAUSEMEIER, J. et MOEHRINGER, S. (2003). New guideline vdi 2206 - a flexible procedure model for the design of mechatronic systems. *In 14th International Conference on Engineering Design, ICED 2003*.

[Gosselin et Angeles, 1991] GOSSELIN, C. et ANGELES, J. (1991). A global performance index for the kinematic optimization of robotic manipulators. *Journal of Mechanical Design*, 113(3): 220–226.

[Gosselin *et al.*, 2005a] GOSSELIN, F., BIDARD, C. et BRISSET, J. (2005a). Design of a high fidelity haptic device for telesurgery. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA 2005*, pages 205–210.

[Gosselin *et al.*, 2005b] GOSSELIN, F., MARTINS, J., BIDARD, C., ANDRIOT, C. et BRISSET, J. (2005b). Design of a new parallel haptic device for desktop applications. *In Eurohaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems, World Haptics 2005*, pages 189–194.

[Grange *et al.*, 2001] GRANGE, S., CONTI, F., ROUILLER, P., HELMER, P. et BAUR, C. (2001). The delta haptic device. Rapport technique.

[Gregorio et Parenti-Castelli, 2005] GREGORIO, R. D. et PARENTI-CASTELLI, V. (2005). On the characterization of the dynamic performances of planar manipulators. *Meccanica*, 40(3):267–279.

[Hajela et Lin, 1992] HAJELA, P. et LIN, C.-Y. (1992). Genetic search strategies in multicriterion optimal design. *Structural optimization*, 4(2):99–107.

[Hao et Merlet, 2005] HAO, F. et MERLET, J.-P. (2005). Multi-criteria optimal design of parallel manipulators based on interval analysis. *Mechanism and machine theory*, 40(2):157–171.

[Hayward *et al.*, 1998] HAYWARD, V., GREGORIO, P., ASTLEY, O., GREENISH, S., DOYON, M., LESSARD, L., MCDOUGALL, J., SINCLAIR, I., BOELEN, S., CHEN, X. *et al.* (1998). Freedom-7 : A high fidelity seven axis haptic device with application to surgical training. *In Experimental Robotics V*, pages 443–456.

[Horn *et al.*, 1994] HORN, J., NAFPLIOTIS, N. et GOLDBERG, D. (1994). A niched pareto genetic algorithm for multiobjective optimization. *In IEEE Conference on Evolutionary Computation, World Congress on Computational Intelligence*, pages 82–87.

[Iwata, 1990] IWATA, H. (1990). Artificial reality with force-feedback : Development of desktop virtual space with compact master manipulator. *ACM SIGGRAPH Computer Graphics*, 24(4): 165–170.

[Iwata, 1993] IWATA, H. (1993). Pen-based haptic virtual environment. *In Virtual Reality Annual International IEEE Symposium, 1993*, pages 287–292.

[Jadhao *et al.*, 2018] JADHAO, K., LAMBERT, P., BRUCKMANN, T. et HERDER, J. (2018). Design and analysis of a novel cable-driven haptic master device for planar grasping. *In Cable-Driven Parallel Robots*, pages 307–318.

[Jandura et Srinivasan, 1994] JANDURA, L. et SRINIVASAN, M. A. (1994). Experiments on human performance in torque discrimination and control. *Dynamic systems and control, ASME, DSC-55*, 1:369–375.

[Janot *et al.*, 2007] JANOT, A., BIDARD, C., GOSSELIN, F., GAUTIER, M., KELLER, D. et PERROT, Y. (2007). Modeling and identification of a 3 dof haptic interface. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2007*, pages 4949–4955.

[Jones, 2000] JONES, L. (2000). Kinesthetic sensing. *In Human and Machine Haptics*. MIT Press.

[Kapandji, 1987] KAPANDJI, A. (1987). Biomécanique du carpe et du poignet. *Annales de Chirurgie de la Main*, 6(2):147–169.

[Kelaiaia *et al.*, 2012] KELAIAIA, R., COMPANY, O. et ZAATRI, A. (2012). Multiobjective optimization of a linear delta parallel robot. *Mechanism and Machine Theory*, 50:159–178.

[Khalil et Ibrahim, 2007] KHALIL, W. et IBRAHIM, O. (2007). General solution for the dynamic modeling of parallel robots. *Journal of intelligent and robotic systems*, 49(1):19–37.

[Khan *et al.*, 2011a] KHAN, S., AHMAD, A. et ANDERSSON, K. (2011a). Design optimization of the tau haptic device. *In International Congress on Ultra Modern Telecommunications and Control Systems and Workshops, ICUMT 2011*, pages 1–8.

[Khan *et al.*, 2011b] KHAN, S., ANDERSSON, K. et WIKANDER, J. (2011b). Optimal design of a 6-dof haptic device. *In IEEE International Conference on Mechatronics, ICM 2011*, pages 713–718.

[Khan *et al.*, 2015] KHAN, S., ANDERSSON, K. et WIKANDER, J. (2015). Jacobian matrix normalization-a comparison of different approaches in the context of multi-objective optimization of 6-dof haptic devices. *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, 79(1):87–100.

[Khatib et Bowling, 1996] KHATIB, O. et BOWLING, A. (1996). Optimization of the inertial and acceleration characteristics of manipulators. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA 1996*, volume 4, pages 2883–2889.

[Kim et De Weck, 2006] KIM, I. Y. et DE WECK, O. (2006). Adaptive weighted sum method for multiobjective optimization : a new method for pareto front generation. *Structural and multidisciplinary optimization*, 31(2):105–116.

[Kim et Ryu, 2003] KIM, S. et RYU, J. (2003). New dimensionally homogeneous jacobian matrix formulation by three end-effector points for optimal design of parallel manipulators. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 19(4):731–736.

[Knowles et Corne, 1999] KNOWLES, J. et CORNE, D. (1999). The pareto archived evolution strategy : A new baseline algorithm for pareto multiobjective optimisation. *In Congress on Evolutionary Computation, CEC 1999*, volume 1, pages 98–105.

[Kurtz et Hayward, 1992] KURTZ, R. et HAYWARD, V. (1992). Multiple-goal kinematic optimization of a parallel spherical mechanism with actuator redundancy. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 8(5):644–651.

[Lallemand *et al.*, 1997] LALLEMAND, J., GOUDALI, A. et ZEGHLOUL, S. (1997). The 6-dof 2-delta parallel robot. *Robotica*, 15(04):407–416.

[Lambert et Herder, 2015] LAMBERT, P. et HERDER, J. (2015). A novel parallel haptic device with 7 degrees of freedom. *In World Haptics Conference, WHC 2015*, pages 183–188.

[Laribi *et al.*, 2007] LARIBI, M., ROMDHANE, L. et ZEGHLOUL, S. (2007). Analysis and dimensional synthesis of the delta robot for a prescribed workspace. *Mechanism and machine theory*, 42(7):859–870.

[Lee *et al.*, 2016] LEE, G., HUR, S.-M. et OH, Y. (2016). High force-display capability and wide workspace with a novel haptic interface. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*.

[Lee *et al.*, 2008] LEE, G.-H., KIM, S.-I., HONG, J.-P. et BAHN, J.-H. (2008). Torque ripple reduction of interior permanent magnet synchronous motor using harmonic injected current. *IEEE Transactions on Magnetics*, 44(6):1582–1585.

[Lee et Eom, 2001] LEE, J. et EOM, K. (2001). Design of a new 6-dof parallel haptic device. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA 2001*, volume 1, pages 886–891.

[Lee *et al.*, 2010] LEE, L.-F., NARAYANAN, M. S., MENDEL, F. et KROVI, V. N. (2010). Kinematics analysis of in-parallel 5 dof haptic device. *In IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, pages 237–241.

[Lee et Kim, 2006] LEE, S.-U. et KIM, S. (2006). Analysis and optimal design of a new 6 dof parallel type haptic device. *In IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, IROS 2006*, pages 460–465.

[Lee et Lee, 2003] LEE, Y.-H. et LEE, J.-J. (2003). Modeling of the dynamics of tendon-driven robotic mechanisms with flexible tendons. *Mechanism and machine theory*, 38(12):1431–1447.

[Lin *et al.*, 2006] LIN, Q., BURDICK, J. et RIMON, E. (2006). Constructing minimum deflection fixture arrangements using frame invariant norms. *IEEE transactions on automation science and engineering*, 3(3):272–286.

[Liu et Wang, 2007] LIU, X.-J. et WANG, J. (2007). A new methodology for optimal kinematic design of parallel mechanisms. *Mechanism and machine theory*, 42(9):1210–1224.

[Liu *et al.*, 2004] LIU, X.-J., WANG, J., OH, K.-K. et KIM, J. (2004). A new approach to the design of a delta robot with a desired workspace. *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, 39(2):209–225.

[Long *et al.*, 2014] LONG, B., SEAH, S., CARTER, T. et SUBRAMANIAN, S. (2014). Rendering volumetric haptic shapes in mid-air using ultrasound. *ACM Transactions on Graphics (TOG)*, 33(6):181.

[López *et al.*, 2006] LÓPEZ, M., CASTILLO, E., GARCÍA, G. et BASHIR, A. (2006). Delta robot : inverse, direct, and intermediate jacobians. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science*, 220(1):103–109.

[Ma et Angeles, 1993] MA, O. et ANGELES, J. (1993). Optimum design of manipulators under dynamic isotropy conditions. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA 1993*, pages 470–475.

[Martins et Lambe, 2013] MARTINS, J. et LAMBE, A. (2013). Multidisciplinary design optimization : a survey of architectures. *AIAA journal*, 51(9):2049–2075.

[Massie et Salisbury, 1994] MASSIE, T. H. et SALISBURY, J. K. (1994). The phantom haptic interface : A device for probing virtual objects. *In Proceedings of the ASME winter annual meeting, symposium on haptic interfaces for virtual environment and teleoperator systems*, volume 55, pages 295–300.

[Merlet, 1995] MERLET, J.-P. (1995). Determination of the orientation workspace of parallel manipulators. *Journal of intelligent and robotic systems*, 13(2):143–160.

[Merlet, 2006] MERLET, J.-P. (2006). Jacobian, manipulability, condition number, and accuracy of parallel robots. *Journal of Mechanical Design*, 128(1):199–206.

[Mitra et Niemeyer, 2008] MITRA, P. et NIEMEYER, G. (2008). Model-mediated telemanipulation. *The International Journal of Robotics Research*, 27(2):253–262.

[Moscrop *et al.*, 2001] MOSCROP, J., COOK, C. et MOLL, P. (2001). Control of servo systems in the presence of motor-load inertia mismatch. *In The 27th IEEE Conference on Industrial Electronics Society IECON 2001*, pages 351–356.

[Murata et Ishibuchi, 1995] MURATA, T. et ISHIBUCHI, H. (1995). Moga : Multi-objective genetic algorithms. *In IEEE International Conference on Evolutionary Computation*, volume 1, page 289.

[Niemeyer et Slotine, 2004] NIEMEYER, G. et SLOTINE, J.-J. (2004). Telemanipulation with time delays. *The International Journal of Robotics Research*, 23(9):873–890.

[O'Malley et Goldfarb, 2002a] O'MALLEY, M. et GOLDFARB, M. (2002a). The effect of force saturation on the haptic perception of detail. *IEEE/ASME transactions on mechatronics*, 7(3): 280–288.

[O'Malley et Goldfarb, 2002b] O'MALLEY, M. et GOLDFARB, M. (2002b). The implications of surface stiffness for size identification and perceived surface hardness in haptic interfaces. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA 2002*, volume 2, pages 1255–1260.

[Ozaki *et al.*, 1996] OZAKI, H., WANG, H., LIU, X. et GAO, F. (1996). The atlas of the payload capability for design of 2-dof planar parallel manipulators. *In IEEE International Conference on Systems, Man, and Cybernetics*, volume 2, pages 1483–1488.

[Park et Khatib, 2006] PARK, J. et KHATIB, O. (2006). A haptic teleoperation approach based on contact force control. *The International Journal of Robotics Research*, 25(5-6):575–591.

[Passenberg *et al.*, 2010] PASSENBERG, C., PEER, A. et BUSS, M. (2010). Model-mediated teleoperation for multi-operator multi-robot systems. *In IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, IROS 2010*, pages 4263–4268.

[Petrovic *et al.*, 2000] PETROVIC, V., ORTEGA, R., STANKOVIC, A. et TADMOR, G. (2000). Design and implementation of an adaptive controller for torque ripple minimization in pm synchronous motors. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 15(5):871–880.

[Pettersson et Ölvander, 2009] PETTERSSON, M. et ÖLVANDER, J. (2009). Drive train optimization for industrial robots. *IEEE Transactions on Robotics*, 25(6):1419–1424.

[Pheasant et Haslegrave, 2016] PHEASANT, S. et HASLEGRAVE, C. (2016). *Bodyspace : Anthropometry, ergonomics and the design of work*. CRC Press.

[Pierrot *et al.*, 1990] PIERROT, F., REYNAUD, C. et FOURNIER, A. (1990). Delta : a simple and efficient parallel robot. *Robotica*, 8(02):105–109.

[PLCopen, 2011] PLCOPEN (2011). Function blocks for motion control (formerly part 1 and part 2), technical specification. Rapport technique 2.0, PLCopen Motion Control, Technical Committee 2, Task Force.

[Pond et Carretero, 2006] POND, G. et CARRETERO, J. A. (2006). Formulating jacobian matrices for the dexterity analysis of parallel manipulators. *Mechanism and Machine Theory*, 41(12): 1505–1519.

[Poole et Booker, 2011] POOLE, A. D. et BOOKER, J. D. (2011). Design methodology and case studies in actuator selection. *Mechanism and machine theory*, 46(5):647–661.

[Roos *et al.*, 2006] ROOS, F., JOHANSSON, H. et WIKANDER, J. (2006). Optimal selection of motor and gearhead in mechatronic applications. *Mechatronics*, 16(1):63–72.

[Rosenberg, 1995] ROSENBERG, L. (1995). How to assess the quality of force-feedback systems. *Medicine Meets Virtual Reality-Interactive Technology and the New Paradigm for Healthcare*.

[Ryu *et al.*, 2010] RYU, D., SONG, J.-B., CHO, C., KANG, S. et KIM, M. (2010). Development of a six dof haptic master for teleoperation of a mobile manipulator. *Mechatronics*, 20(2):181–191.

[Sabater *et al.*, 2005] SABATER, J., AZORIN, J., ARACIL, R. et SALTAREN, R. (2005). Magister-p ; a 6-urs parallel haptic device with open control architecture. *Robotica*, 23(2):177–187.

[Salisbury et Craig, 1982] SALISBURY, K. et CRAIG, J. (1982). Articulated hands : Force control and kinematic issues. *The International journal of Robotics research*, 1(1):4–17.

[Samur, 2012] SAMUR, E. (2012). *Performance metrics for haptic interfaces*. Springer Science & Business Media.

[Schiele et Hirzinger, 2011] SCHIELE, A. et HIRZINGER, G. (2011). A new generation of ergonomic exoskeletons-the high-performance x-arm-2 for space robotics telepresence. *In IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, IROS 2011*, pages 2158–2165.

[Schorr et Okamura, 2017] SCHORR, S. et OKAMURA, A. (2017). Three-dimensional skin deformation as force substitution : Wearable device design and performance during haptic exploration of virtual environments. *IEEE transactions on haptics*, 10(3):418–430.

[Shimoga, 1993] SHIMOGA, K. (1993). A survey of perceptual feedback issues in dexterous telemanipulation. part ii : Finger touch feedback. *In Virtual Reality Annual IEEE International Symposium*, pages 271–279.

[Srinivas et Deb, 1994] SRINIVAS, N. et DEB, K. (1994). Muiltiobjective optimization using non-dominated sorting in genetic algorithms. *Evolutionary computation*, 2(3):221–248.

[Srinivasan et Chen, 1993] SRINIVASAN, M. A. et CHEN, J.-S. (1993). Human performance in controlling normal forces of contact with rigid objects. *ASME DYN SYST CONTROL DIV PUBL DSC*, 49:119–125.

[Stocco *et al.*, 1998] STOCCO, L., SALCUDEAN, S. et SASSANI, F. (1998). Fast constrained global minimax optimization of robot parameters. *Robotica*, 16(6):595–605.

[Stoughton et Arai, 1993] STOUGHTON, R. et ARAI, T. (1993). A modified stewart platform manipulator with improved dexterity. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 9(2):166–173.

[Swarup, 1995] SWARUP, N. (1995). *Haptic interaction with deformable objects using real-time dynamic simulation*. Thèse de doctorat, Massachusetts Institute of Technology.

[Tan *et al.*, 1993] TAN, H., DURLACH, N., SHAO, Y. et WEI, M. (1993). Manual resolution of compliance when work and force cues are minimized. *ASME DYN SYST CONTROL DIV PUBL DSC*, 49:99–104.

[Tan *et al.*, 1992] TAN, H., PANG, X. D. et DURLACH, N. (1992). Manual resolution of length, force, and compliance. *Advances in Robotics*, 42:13–18.

[Tan *et al.*, 1994] TAN, H. Z., SRINIVASAN, M. A., EBERMAN, B. et CHENG, B. (1994). Human factors for the design of force-reflecting haptic interfaces. *Dynamic Systems and Control*, 55(1): 353–359.

[Tang *et al.*, 2004] TANG, L., ZHONG, L., RAHMAN, M. F. et HU, Y. (2004). A novel direct torque controlled interior permanent magnet synchronous machine drive with low ripple in flux and torque and fixed switching frequency. *IEEE Transactions on power electronics*, 19(2):346–354.

[Tilley, 2002] TILLEY, A. (2002). *The measure of man and woman : human factors in design*, volume 1. John Wiley & Sons.

[Tobergte *et al.*, 2011] TOBERGTE, A., HELMER, P., HAGN, U., ROUILLER, P., THIELMANN, S., GRANGE, S., ALBU-SCHÄFFER, A., CONTI, F. et HIRZINGER, G. (2011). The sigma.7 haptic interface for mirosurge : A new bi-manual surgical console. *In IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, IROS 2011*, pages 3023–3030.

[Tourassis et Neuman, 1985] TOURASSIS, V. et NEUMAN, C. (1985). The inertial characteristics of dynamic robot models. *Mechanism and machine theory*, 20(1):41–52.

[Uchiyama *et al.*, 2007] UCHIYAMA, M., TSUMAKI, Y. et YOON, W.-K. (2007). Design of a compact 6-dof haptic device to use parallel mechanisms. *In Robotics Research*, pages 145–162.

[Ueberle et Buss, 2002] UEBERLE, M. et BUSS, M. (2002). Design, control, and evaluation of a new 6 dof haptic device. *In IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, IROS 2002*, volume 3, pages 2949–2954.

[Unal *et al.*, 2008a] UNAL, R., KIZILTAS, G. et PATOGLU, V. (2008a). A multi-criteria design optimization framework for haptic interfaces. *In Symposium on haptic interfaces for virtual environment and teleoperator systems, Haptics 2008*, pages 231–238.

[Unal *et al.*, 2008b] UNAL, R., KIZILTAS, G. et PATOGLU, V. (2008b). Multi-criteria design optimization of parallel robots. *In IEEE Conference on Robotics, Automation and Mechatronics, 2008*, pages 112–118.

[Upperman *et al.*, 2004] UPPERMAN, G., SUZUKI, A. et O'MALLEY, M. (2004). Comparison of human haptic size discrimination performance in simulated environments with varying levels of force and stiffness. *In 12th International Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems, HAPTICS 2004*, pages 169–175.

[Van Veldhuizen et Lamont, 1998] VAN VELDHUIZEN, D. et LAMONT, G. (1998). Evolutionary computation and convergence to a pareto front. *In Late breaking papers at the genetic programming 1998 conference*, pages 221–228.

[Vivas *et al.*, 2003] VIVAS, A., POIGNET, P., MARQUET, F., PIERROT, F. et GAUTIER, M. (2003). Experimental dynamic identification of a fully parallel robot. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA 2003*, volume 3, pages 3278–3283.

[Vlachos et Papadopoulos, 2006] VLACHOS, K. et PAPADOPOULOS, E. (2006). Transparency maximization methodology for haptic devices. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 11(3):249–255.

[Vulliez *et al.*, 2018a] VULLIEZ, P., GAZEAU, J. P., LAGUILLAUMIE, P., MNYUSIWALLA, H. et SEGUIN, P. (2018a). Focus on the mechatronics design of a new dexterous robotic hand for inside hand manipulation. *Robotica*, pages 1–19.

[Vulliez *et al.*, 2018b] VULLIEZ, P., LAGUILLAUMIE, P. et GAZEAU, J. (2018b). Framework RTRobMultiAxisControl, dépôt n° IDDN.FR.001.300012.000.S.P.2018.000.31235 à l'Agence pour la Protection des Programmes (APP), CNRS, Université de Poitiers.

[Wang *et al.*, 2007] WANG, Z., JI, S., WAN, Y., OU, C., SUN, J. et WANG, G. (2007). Optimal design of parallel robots for the prescribed regular dexterous workspace. *In IEEE International Conference on Automation and Logistics*, pages 563–568.

[Werkmeister et Slocum, 2007] WERKMEISTER, J. et SLOCUM, A. (2007). Theoretical and experimental determination of capstan drive stiffness. *precision Engineering*, 31(1):55–67.

[Wildenbeest *et al.*, 2013] WILDENBEEST, J., ABBINK, D., HEEMSKERK, C., VAN DER HELM, F. et BOESSENKOOL, H. (2013). The impact of haptic feedback quality on the performance of teleoperated assembly tasks. *IEEE Transactions on Haptics*, 6(2):242–252.

[Wu *et al.*, 2008] WU, J., WANG, J., LI, T., WANG, L. et GUAN, L. (2008). Dynamic dexterity of a planar 2-dof parallel manipulator in a hybrid machine tool. *Robotica*, 26(1):93–98.

[Yoon et Ryu, 2001] YOON, J. et RYU, J. (2001). Design, fabrication, and evaluation of a new haptic device using a parallel mechanism. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 6(3):221–233.

[Yoon *et al.*, 2010] YOON, J., RYU, J. et HWANG, Y.-K. (2010). Optimum design of 6-dof parallel manipulator with translational/rotational workspaces for haptic device application. *Journal of mechanical science and technology*, 24(5):1151–1162.

[Yoon *et al.*, 2004] YOON, W.-K., SUEHIRO, T., TSUMAKI, Y. et UCHIYAMA, M. (2004). Stiffness analysis and design of a compact modified delta parallel mechanism. *Robotica*, 22(04):463–475.

[Yoshikawa, 1985a] YOSHIKAWA, T. (1985a). Dynamic manipulability of robot manipulators. *Journal of Robotic Systems*, 2(1):113–124.

[Yoshikawa, 1985b] YOSHIKAWA, T. (1985b). Manipulability of robotic mechanisms. *The international journal of Robotics Research*, 4(2):3–9.

[Youcef-Toumi et Asada, 1987] YOUCEF-TOUMI, K. et ASADA, H. (1987). The design of open-loop manipulator arms with decoupled and configuration-invariant inertia tensors. *Journal of dynamic systems, measurement, and control*, 109(3):268–275.

[Zhao, 2013] ZHAO, Y. (2013). Dynamic optimum design of a three translational degrees of freedom parallel robot while considering anisotropic property. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 29(4):100–112.

[Zheng *et al.*, 2017] ZHENG, C., HEHENBERGER, P., LE DUIGOU, J., BRICOGNE, M. et EYNARD, B. (2017). Multidisciplinary design methodology for mechatronic systems based on interface model. *Research in Engineering Design*, 28(3):333–356.

[Zhou *et al.*, 2012] ZHOU, L., BAI, S. et HANSEN, M. R. (2012). Integrated dimensional and drive-train design optimization of a light-weight anthropomorphic arm. *Robotics and Autonomous Systems*, 60(1):113–122.

[Zhou et Ben-Tzvi, 2015] ZHOU, M. et BEN-TZVI, P. (2015). RML glove - an exoskeleton glove mechanism with haptics feedback. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 20(2):641–652.

[Zitzler *et al.*, 2001] ZITZLER, E., LAUMANNS, M. et THIELE, L. (2001). Spea2 : Improving the strength pareto evolutionary algorithm. *TIK-report*, 103.

[Zitzler et Thiele, 1998] ZITZLER, E. et THIELE, L. (1998). An evolutionary algorithm for multiobjective optimization : The strength pareto approach. *TIK-report*, 43.

[Zlatanov *et al.*, 2002] ZLATANOV, D., BONEV, I. A. et GOSSELIN, C. M. (2002). Constraint singularities of parallel mechanisms. *In IEEE International Conference on Robotics and Automation, ICRA 2002*, volume 1, pages 496–502.

[Zoppi *et al.*, 2003] ZOPPI, M., BRUZZONE, L., MOLFINO, R. et MICHELINI, R. (2003). Constraint singularities of force transmission in nonredundant parallel robots with less than six degrees of freedom. *Journal of Mechanical Design*, 125(3):557–563.

ANNEXES

i Annexe A : Détail du modèle cinématique du Delthaptic

Le modèle cinématique de l'architecture du Delthaptic s'écrit :

$$\dot{X} = \boldsymbol{J}\,\dot{q}$$

$$avec \quad \dot{X} = \begin{pmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \\ \dot{Z} \\ \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{pmatrix} \;\; ; \;\; \dot{q} = \begin{pmatrix} \dot{q}_{11,1} \\ \dot{q}_{12,1} \\ \dot{q}_{13,1} \\ \dot{q}_{11,2} \\ \dot{q}_{12,2} \\ \dot{q}_{13,2} \end{pmatrix} \;\; et \;\; \boldsymbol{J} = \boldsymbol{J_c} \times \begin{pmatrix} \boldsymbol{J_1} & 0 \\ 0 & \boldsymbol{J_2} \end{pmatrix}$$

La matrice Jacobienne complète du Delthaptic $\boldsymbol{J}$ s'obtient comme une fonction des matrices Jacobiennes des deux robots Delta $\boldsymbol{J_i}$ et de la matrice Jacobienne de couplage $\boldsymbol{J_c}$ décrivant la chaîne cinématique de l'effecteur. Cette matrice Jacobienne de couplage est déterminée par l'expression cinématique des liaisons entre la poignée et les plateformes des robots Delta.

$$\boldsymbol{J_c} = \begin{pmatrix} \boldsymbol{J}_{x1} & \boldsymbol{J}_{x2} \\ \boldsymbol{J}_{y1} & \boldsymbol{J}_{y2} \\ \boldsymbol{J}_{z1} & \boldsymbol{J}_{z2} \\ \boldsymbol{J}_{\omega x1} & \boldsymbol{J}_{\omega x2} \\ \boldsymbol{J}_{\omega y1} & \boldsymbol{J}_{\omega y2} \\ \boldsymbol{J}_{\omega z1} & \boldsymbol{J}_{\omega z2} \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} \boldsymbol{J}_{x1} \\ \boldsymbol{J}_{y1} \\ \boldsymbol{J}_{z1} \end{pmatrix} = \left| \begin{array}{l} \boldsymbol{J}_{x,1} + (1\ 0\ 0) \\ \boldsymbol{J}_{y,1} + (0\ 1\ 0) \\ \boldsymbol{J}_{z,1} + (0\ 0\ 1) \end{array} \right. \quad et \quad \begin{pmatrix} \boldsymbol{J}_{x2} \\ \boldsymbol{J}_{y2} \\ \boldsymbol{J}_{z2} \end{pmatrix} = \left| \begin{array}{l} \boldsymbol{J}_{x,2} \\ \boldsymbol{J}_{y,2} \\ \boldsymbol{J}_{z,2} \end{array} \right.$$

$$\begin{aligned} \boldsymbol{J}_{x,i} &= z_{px}\,\boldsymbol{J}_{pi} + (L_p - Lini)\,z_{pz}\,\boldsymbol{J}_{\omega yi} - (L_p - Lini)\,z_{py}\,\boldsymbol{J}_{\omega zi} \\ \boldsymbol{J}_{y,i} &= z_{py}\,\boldsymbol{J}_{pi} + (L_p - Lini)\,z_{px}\,\boldsymbol{J}_{\omega zi} - (L_p - Lini)\,z_{pz}\,\boldsymbol{J}_{\omega xi} \\ \boldsymbol{J}_{z,i} &= z_{pz}\,\boldsymbol{J}_{pi} + (L_p - Lini)\,z_{py}\,\boldsymbol{J}_{\omega xi} - (L_p - Lini)\,z_{px}\,\boldsymbol{J}_{\omega yi} \end{aligned}$$

$$\boldsymbol{J}_{\omega xi} = \boldsymbol{J}_{wxi} + z_{px}\frac{2\pi}{p}\boldsymbol{J}_{pi} \;\; ; \;\; \boldsymbol{J}_{\omega yi} = \boldsymbol{J}_{wyi} + z_{py}\frac{2\pi}{p}\boldsymbol{J}_{pi} \;\; ; \;\; \boldsymbol{J}_{\omega zi} = \boldsymbol{J}_{wzi} + z_{pz}\frac{2\pi}{p}\boldsymbol{J}_{pi}$$

Avec successivement :

$$\begin{aligned} z_{px} &= \sin(\beta)\cos(\sigma_{1,2}) + \sin(\sigma_{1,2})\sin(\alpha)\cos(\beta) \\ z_{py} &= \sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) - \cos(\sigma_{1,2})\sin(\alpha)\cos(\beta) \\ z_{pz} &= \cos(\alpha)\cos(\beta) \end{aligned}$$

$$C_w = (c - L_p) * (\cos(\beta)(c - L_p) - d)$$

$$J_{wx1}^T = \frac{1}{C_w} \left| \begin{array}{l} -d\ \cos(\alpha)\ \sin(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^2 + d\ \sin(\alpha)^2\cos(\alpha)\cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2}) \\ \quad \sin(\sigma_{1,2}) + d\ \cos(\beta)\cos(\alpha)^3 sin(\sigma_{1,2}) \\ -(c-L_p)\cos(\beta)^2\cos(\alpha) + d\ \cos(\alpha)\sin(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})\cos(\sigma_{1,2}) - d \\ \quad \sin(\alpha)^2\cos(\alpha)\cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2})^2 + d\ \cos(\beta)\cos(\alpha) - d\ \cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2})\cos(\alpha)^3 \\ 0.5(d + d\ \cos(2\alpha) - 2(c-L_p)\cos(\beta))(\cos(\beta)\sin(\alpha)\cos(\sigma_{1,2}) - \sin(\beta) \\ \quad \sin(\sigma_{1,2})) - d\ \cos(\alpha)^2\cos(\beta)\sin(\alpha) \end{array} \right|$$

$$J_{wy1}^T = \frac{1}{C_w} \left| \begin{array}{l} -(L_p-c)\cos(\beta)^2\cos(\alpha) + d\ \cos(\beta)(\sin(\sigma_{1,2})^2\sin(\alpha)^2 - 1)\cos(\alpha) + d\ \cos(\sigma_{1,2}) \\ \quad \sin(\beta)\cos(\alpha)\sin(\alpha)\sin(\sigma_{1,2}) + d\ \cos(\alpha)^3\cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^2 \\ -d\ \cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2})\cos(\alpha)^3\sin(\sigma_{1,2}) - d\ \cos(\sigma_{1,2})^2\sin(\beta)\cos(\alpha)\sin(\alpha) - d \\ \quad \cos(\beta)\cos(\alpha)\cos(\sigma_{1,2})\sin(\sigma_{1,2})\sin(\alpha)^2 \\ 0.5(d + d\ \cos(2\alpha) + 2(L_p-c)\cos(\beta))(\cos(\sigma_{1,2})\sin(\beta) + \cos(\beta)\sin(\alpha) \\ \quad \sin(\sigma_{1,2})) - d\ \sin(\sigma_{1,2})\cos(\beta)\sin(\alpha)\cos(\alpha)^2 \end{array} \right|$$

$$J_{wz1}^T = \frac{1}{C_w} \left| \begin{array}{l} -d\ \sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})(\cos(\alpha)^2\cos(\sigma_{1,2}) - 1) - d\ \cos(\alpha)^2\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^3 + (c-L_p) \\ \quad \cos(\beta)^2\sin(\alpha)\cos(\sigma_{1,2}) - d\ \cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2})\sin(\alpha) - \cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) \\ \quad \sin(\beta)(c-L_p) + d\ \cos(\beta)\cos(\alpha)^2\sin(\alpha)\sin(\sigma_{1,2})^2(\cos(\sigma_{1,2}) - 1) \\ d\ \cos(\sigma_{1,2})(\cos(\alpha)^2\cos(\sigma_{1,2}) - 1)\sin(\beta) + d\ \cos(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^2\cos(\alpha) \\ \quad \cos(\sigma_{1,2}) + (c-L_p)(\cos(\beta)^2\sin(\alpha)\sin(\sigma_{1,2}) + \cos(\beta)\sin(\beta)\cos(\sigma_{1,2})) - d \\ \quad \cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2})\sin(\alpha) - d\ \cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2})\sin(\alpha)\cos(\alpha)^2(\cos(\sigma_{1,2}) - 1)\cos(\sigma_{1,2}) \\ d\ \cos(\sigma_{1,2})\cos(\alpha)\sin(\alpha)\sin(\beta) + d\ \cos(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^2\sin(\alpha) - d\ \cos(\beta) \\ \quad \sin(\sigma_{1,2})\sin(\alpha)\cos(\alpha)(\cos(\sigma_{1,2}) - 1)\sin(\alpha) \end{array} \right|$$

$$J_{wx2}^T = \frac{1}{C_w} \left| \begin{array}{l} d\ \cos(\alpha)\sin(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^2 - d\ \sin(\alpha)^2\cos(\alpha)\cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2}) \\ \quad \sin(\sigma_{1,2}) - d\ \cos(\beta)\cos(\alpha)^3 sin(\sigma_{1,2}) \\ (c-L_p)\cos(\beta)^2\cos(\alpha) - d\ \cos(\alpha)\sin(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})\cos(\sigma_{1,2}) + d \\ \quad \sin(\alpha)^2\cos(\alpha)\cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2})^2 - d\ \cos(\beta)\cos(\alpha) + d\ \cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2})\cos(\alpha)^3 \\ -0.5(d + d\ \cos(2\alpha) - 2(c-L_p)\cos(\beta))(\cos(\beta)\sin(\alpha)\cos(\sigma_{1,2}) - \sin(\beta) \\ \quad \sin(\sigma_{1,2})) + d\ \cos(\alpha)^2\cos(\beta)\sin(\alpha) \end{array} \right|$$

$$J_{wy2}^T = \frac{1}{C_w} \left| \begin{array}{l} (L_p-c)\cos(\beta)^2\cos(\alpha) - d\ \cos(\beta)(\sin(\sigma_{1,2})^2\sin(\alpha)^2 - 1)\cos(\alpha) - d\ \cos(\sigma_{1,2}) \\ \quad \sin(\beta)\cos(\alpha)\sin(\alpha)\sin(\sigma_{1,2}) - d\ \cos(\alpha)^3\cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^2 \\ d\ \cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2})\cos(\alpha)^3\sin(\sigma_{1,2}) + d\ \cos(\sigma_{1,2})^2\sin(\beta)\cos(\alpha)\sin(\alpha) + d \\ \quad \cos(\beta)\cos(\alpha)\cos(\sigma_{1,2})\sin(\sigma_{1,2})\sin(\alpha)^2 \\ -0.5(d + d\ \cos(2\alpha) + 2(L_p-c)\cos(\beta))(\cos(\sigma_{1,2})\sin(\beta) + \cos(\beta)\sin(\alpha) \\ \quad \sin(\sigma_{1,2})) + d\ \sin(\sigma_{1,2})\cos(\beta)\sin(\alpha)\cos(\alpha)^2 \end{array} \right|$$

$$J_{wz2}^T = \frac{1}{C_w} \left| \begin{array}{l} d\ \sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})(\cos(\alpha)^2\cos(\sigma_{1,2}) - 1) + d\ \cos(\alpha)^2\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^3 - (c-L_p) \\ \quad \cos(\beta)^2\sin(\alpha)\cos(\sigma_{1,2}) + d\ \cos(\beta)\cos(\sigma_{1,2})\sin(\alpha) + \cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) \\ \quad \sin(\beta)(c-L_p) - d\ \cos(\beta)\cos(\alpha)^2\sin(\alpha)\sin(\sigma_{1,2})^2(\cos(\sigma_{1,2}) - 1) \\ -d\ \cos(\sigma_{1,2})(\cos(\alpha)^2\cos(\sigma_{1,2}) - 1)\sin(\beta) - d\ \cos(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^2\cos(\alpha) \\ \quad \cos(\sigma_{1,2}) - (c-L_p)(\cos(\beta)^2\sin(\alpha)\sin(\sigma_{1,2}) + \cos(\beta)\sin(\beta)\cos(\sigma_{1,2})) + d \\ \quad \cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2})\sin(\alpha) + d\ \cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2})\sin(\alpha)\cos(\alpha)^2(\cos(\sigma_{1,2}) - 1)\cos(\sigma_{1,2}) \\ -d\ \cos(\sigma_{1,2})\cos(\alpha)\sin(\alpha)\sin(\beta) - d\ \cos(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})^2\sin(\alpha) + d\ \cos(\beta) \\ \quad \sin(\sigma_{1,2})\sin(\alpha)\cos(\alpha)(\cos(\sigma_{1,2}) - 1)\sin(\alpha) \end{array} \right|$$

$$
J_{p1}^{T} = \left|
\begin{array}{l}
-\sin(\alpha)\cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) - \sin(\beta)\cos(\sigma_{1,2}) - d\ \cos(\alpha)^2\sin(\sigma_{1,2})(\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) \\
\quad (\cos(\sigma_{1,2})-1) + \cos(\beta)\sin(\alpha)(\sin(\sigma_{1,2})^2 + \cos(\sigma_{1,2})-1))/(d-\cos(\beta)\ (c-L_p)) \\
\cos(\beta)\sin(\alpha)\cos(\sigma_{1,2}) - \sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) + d\cos(\alpha)^2\cos(\sigma_{1,2})(\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) \\
\quad (\cos(\sigma_{1,2})-1) + \cos(\beta)\sin(\alpha)(\sin(\sigma_{1,2})^2 + \cos(\sigma_{1,2})-1))/(d-\cos(\beta)\ (c-L_p)) \\
-\cos(\alpha)(\cos(\beta)^2(L_p-c) + d\sin(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})(\cos(\sigma_{1,2})-1) + d\cos(\beta) \\
\quad (1+\sin(\alpha)^2(\sin(\sigma_{1,2})^2 + \cos(\sigma_{1,2})-1)))/(d-\cos(\beta)(c-L_p))
\end{array}
\right.
$$

$$
J_{p2}^{T} = \left|
\begin{array}{l}
\sin(\alpha)\cos(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) + \sin(\beta)\cos(\sigma_{1,2}) + d\cos(\alpha)^2\sin(\sigma_{1,2})(\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) \\
\quad (\cos(\sigma_{1,2})-1) + \cos(\beta)\sin(\alpha)(\sin(\sigma_{1,2})^2 + \cos(\sigma_{1,2})-1))/(d-\cos(\beta)(c-L_p)) \\
-\cos(\beta)\sin(\alpha)\cos(\sigma_{1,2}) + \sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) - d\cos(\alpha)^2\cos(\sigma_{1,2})(\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2}) \\
\quad (\cos(\sigma_{1,2})-1) + \cos(\beta)\sin(\alpha)(\sin(\sigma_{1,2})^2 + \cos(\sigma_{1,2})-1))/(d-\cos(\beta)(c-L_p)) \\
\cos(\alpha)(\cos(\beta)^2(-c+L_p) + d\sin(\alpha)\sin(\beta)\sin(\sigma_{1,2})(\cos(\sigma_{1,2})-1) + d\cos(\beta) \\
\quad (1+\sin(\alpha)^2(\sin(\sigma_{1,2})^2 + \cos(\sigma_{1,2})-1)))/(d-\cos(\beta)(c-L_p))
\end{array}
\right.
$$

ii Annexe B : Détail du modèle dynamique du Delthaptic

Modèle dynamique du robot Delta

Le modèle dynamique du robot Delta i s'exprime en fonction de la dynamique des jambes j,i et de la plateforme P_i.

$$\boldsymbol{\tau_i} = \boldsymbol{J_i^T}\ (\textstyle\sum_{j=1}^{3} \boldsymbol{J_{j,i}^{-T}}\ \boldsymbol{\tau}_{j,i} + F_{P_i} + F_i) = \boldsymbol{J_i^T}\ F_{\oplus}$$

$$avec\ \ \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{i}} = \boldsymbol{J_i}\ \dot{q}_i\ \ et\ \ \dot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{i}} = \boldsymbol{J}_{j,i}\ \dot{q}_{j,i}$$

$$\boldsymbol{J}_{j,i} = \begin{pmatrix} -L_{1,i}\boldsymbol{s}(q_{j,i})\boldsymbol{c}(\sigma_{j,i}) & -L_{2,i}\boldsymbol{c}(\varphi_{3j,i})\boldsymbol{s}(q_{j,i}+\varphi_{2j,i})\boldsymbol{c}(\sigma_{j,i}) & -L_{2,i}(\boldsymbol{s}(\varphi_{3j,i})\boldsymbol{c}(q_{j,i}+\varphi_{2j,i})\boldsymbol{c}(\sigma_{j,i})+\boldsymbol{c}(\varphi_{3j,i})\boldsymbol{s}(\sigma_{j,i})) \\ -L_{1,i}\boldsymbol{s}(q_{j,i})\boldsymbol{s}(\sigma_{j,i}) & -L_{2,i}\boldsymbol{c}(\varphi_{3j,i})\boldsymbol{s}(q_{j,i}+\varphi_{2j,i})\boldsymbol{s}(\sigma_{j,i}) & -L_{2,i}(\boldsymbol{s}(\varphi_{3j,i})\boldsymbol{c}(q_{j,i}+\varphi_{2j,i})\boldsymbol{s}(\sigma_{j,i})-\boldsymbol{c}(\varphi_{3j,i})\boldsymbol{c}(\sigma_{j,i})) \\ -L_{1,i}\boldsymbol{c}(q_{j,i}) & -L_{2,i}\boldsymbol{c}(\varphi_{3j,i})\boldsymbol{c}(q_{j,i}+\varphi_{2j,i}) & L_{2,i}\boldsymbol{s}(\varphi_{3j,i})\boldsymbol{s}(q_{j,i}+\varphi_{2j,i}) \end{pmatrix}$$

Le modèle dynamique de la jambe j s'écrit :

$$\boldsymbol{\tau}_{j,i} = \boldsymbol{A}_{j,i}\ddot{\boldsymbol{q}}_{j,i} + \boldsymbol{b}_{j,i} + \boldsymbol{G}_{j,i}$$

avec

$$\boldsymbol{A}_{j,i} = \begin{pmatrix} (b_{cab,i} + b_{1,i} + m_{1,i}\dfrac{L_{1,i}^2}{4} + \dfrac{J_{mot,i}}{R_i^2} + m_{cab,i}X_{cab,i}^2) & 0 & 0 \\ 0 & (a_{2,i}\sin(\varphi_{3j,i})^2 + b_{2,i}\cos(\varphi_{3j,i})^2 + m_{2,i}\dfrac{L_{2,i}^2}{4}) & 0 \\ 0 & 0 & (c_{2,i} + m_{2,i}\dfrac{L_{2,i}^2}{4}) \end{pmatrix}$$

$$\boldsymbol{b}_{j,i} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & \sin(\varphi_{3j,i})\cos(\varphi_{3j,i})(b_{2,i} - a2,i + m_{2,i}\dfrac{L_{2,i}^2}{4}) & 0 \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \dot{q}_{j,i}^2 \\ \dot{\varphi}_{2j,i}^2 \\ \dot{\varphi}_{3j,i}^2 \end{pmatrix}$$

$$+ \left| \begin{array}{l} 0 \\ 2\dot{\varphi}_{2j,i}\dot{\varphi}_{3j,i}\sin(\varphi_{3j,i})\cos(\varphi_{3j,i})(a_{2,i} - b2,i - m_{2,i}\dfrac{L_{2,i}^2}{4}) \\ 0 \end{array} \right.$$

$$\boldsymbol{G}_{j,i} = \left| \begin{array}{l} g(\cos q_{j,i}(m_{cab,i}X_{cab,i} - L_{1,i}(\dfrac{m_{1,i}}{2} + m_{2,i})) - m_{2,i}\dfrac{L_{2,i}}{2}\cos(\varphi_{3j,i})\cos(q_{j,i}+\varphi_{2j,i})) \\ -m_{2,i}\ g\ \dfrac{L_{2,i}}{2}\cos(\varphi_{3j,i})\cos(q_{j,i}+\varphi_{2j,i}) \\ m_{2,i}\ g\ \dfrac{L_{2,i}}{2}\sin(\varphi_{3j,i})\sin(q_{j,i}+\varphi_{2j,i}) \end{array} \right.$$

Dans ce modèle les masses des cabestans, des bras et des parallélogrammes sont successivement $(m_{cab,i},\ m_{1,i},\ m_{2,i})$. Les matrices d'inertie des composants, supposés symétriques, sont :

$$\boldsymbol{I}_{cab,i} = \begin{pmatrix} a_{cab,i} & 0 & 0 \\ 0 & b_{cab,i} & 0 \\ 0 & 0 & c_{cab,i} \end{pmatrix}, \boldsymbol{I}_{1,i} = \begin{pmatrix} a_{1,i} & 0 & 0 \\ 0 & b_{1,i} & 0 \\ 0 & 0 & c_{1,i} \end{pmatrix} \text{ et } \boldsymbol{I}_{2,i} = \begin{pmatrix} a_{2,i} & 0 & 0 \\ 0 & b_{2,i} & 0 \\ 0 & 0 & c_{2,i} \end{pmatrix}.$$

$X_{cab,i}$ indique la position du centre de gravité du Cabestan. Pour simplifier l'écriture du modèle, nous considérons les centres de gravité des bras et des parallélogrammes positionnés à la moitié de leur longueur respective. Ces distances sont ajustées pour le prototype du Delthaptic en fonction des valeurs obtenues grâce à son modèle CAO.

Le modèle dynamique de la plateforme P_i s'obtient par :

$$\boldsymbol{F}_{P_i} = \boldsymbol{\Lambda}_{P_i}\ddot{\boldsymbol{X}}_{\boldsymbol{i}} + \boldsymbol{\mu}_{P_i} + \boldsymbol{p}_{P_i}$$

avec

$$\boldsymbol{\Lambda}_{P_i} = \begin{pmatrix} m_{P_i} & 0 & 0 \\ 0 & m_{P_i} & 0 \\ 0 & 0 & m_{P_i} \end{pmatrix} \; ; \; \boldsymbol{\mu}_{P_i} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix} \; et \; \boldsymbol{p}_{P_i} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ g\, m_{P_i} \end{vmatrix}$$

Modèle dynamique de l'effecteur

Les chaînes cinématiques liant la poignée en parallèle aux deux plateformes des robots Delta i mènent à l'équation dynamique suivante, où p indique la poignée, u fait référence à la liaison 3R supérieure et g au mécanisme gyroscopique inférieur.

$$\begin{pmatrix} \boldsymbol{F_1} \\ \boldsymbol{F_2} \end{pmatrix} = \boldsymbol{J_c}^T \; (\boldsymbol{J}_{v,g}^T \, \boldsymbol{J}_g^{-T} \; \boldsymbol{\tau_g} + \boldsymbol{J}_{v,u}^T \, \boldsymbol{J}_u^{-T} \; \boldsymbol{\tau_u} + \boldsymbol{F}_p + \boldsymbol{F}_{op})$$

avec

$$\boldsymbol{J}_{v,g} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & -\frac{p}{2\pi}\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{c}(\phi)^2 & -\frac{p}{2\pi}\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{s}(\phi)\boldsymbol{c}(\phi) & -\frac{p}{2\pi}\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\phi) \\ 0 & 1 & 0 & -\frac{p}{2\pi}\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{s}(\phi)\boldsymbol{c}(\phi) & -\frac{p}{2\pi}\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{s}(\phi)^2 & -\frac{p}{2\pi}\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{s}(\phi) \\ 0 & 0 & 1 & -\frac{p}{2\pi}\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{c}(\phi) & -\frac{p}{2\pi}\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{s}(\phi) & -\frac{p}{2\pi}\boldsymbol{c}(\theta)^2 \\ 0 & 0 & 0 & 1-\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{c}(\phi)^2 & -\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{s}(\phi)\boldsymbol{c}(\phi) & -\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\phi) \\ 0 & 0 & 0 & -\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{s}(\phi)\boldsymbol{c}(\phi) & 1-\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{s}(\phi)^2 & -\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{s}(\phi) \\ 0 & 0 & 0 & -\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{c}(\phi) & -\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{s}(\phi) & 1-\boldsymbol{c}(\theta)^2 \end{pmatrix}$$

$$\boldsymbol{J_g} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cos(q_{1,g}) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \sin(q_{1,g}) \end{pmatrix}$$

on note que $\quad q_{1,g} = \alpha \;\; et \;\; q_{2,g} = \beta$

$$\boldsymbol{J}_{v,u} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & -D_p\boldsymbol{c}(\theta) & D_p\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{s}(\phi) \\ 0 & 1 & 0 & D_p\boldsymbol{c}(\theta) & 0 & -D_p\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\phi) \\ 0 & 0 & 1 & -D_p\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{s}(\phi) & D_p\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\phi) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1-\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{c}(\phi)^2 & -\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{s}(\phi)\boldsymbol{c}(\phi) & -\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\phi) \\ 0 & 0 & 0 & -\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{s}(\phi)\boldsymbol{c}(\phi) & 1-\boldsymbol{s}(\theta)^2\boldsymbol{s}(\phi)^2 & -\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{s}(\phi) \\ 0 & 0 & 0 & -\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{c}(\phi) & -\boldsymbol{s}(\theta)\boldsymbol{c}(\theta)\boldsymbol{s}(\phi) & 1-\boldsymbol{c}(\theta)^2 \end{pmatrix}$$

où $\quad D_p = L_p - c - l_h$

$$\boldsymbol{J_u} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & l_h\cos(\beta) \\ 0 & 1 & 0 & -d\cos(\alpha) & l_h\sin(\beta)\sin(\alpha) \\ 0 & 0 & 1 & -d\sin(\alpha) & -l_h\sin(\beta)\cos(\alpha) \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \cos(\alpha) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \sin(\alpha) \end{pmatrix}$$

Le modèle dynamique du mécanisme Gimbal s'écrit :

$$\boldsymbol{\tau_g} = \boldsymbol{A_g}\ddot{q}_g + \boldsymbol{b_g} + \boldsymbol{G_g} \;\; avec \;\; q_g = (X_1\ Y_1\ Z_1\ q_{1,g}\ q_{2,g})^T$$

$$\boldsymbol{A_g} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_{1,g} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (b_{2,g} + m_{2,g}Z_{2,g}^2) \end{pmatrix} \;;\; \boldsymbol{b_g} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix} \;\; et \;\; \boldsymbol{G_g} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ (m_{1,g} + m_{2,g})g \\ -Z_{2,g}\ m_{2,g}\ g\ \sin(q_{1,g})\cos(q_{2,g}) \\ -Z_{2,g}\ m_{2,g}\ g\ \cos(q_{1,g})\sin(q_{2,g}) \end{vmatrix}$$

On obtient de la même manière le modèle dynamique de mécanisme 3R :

$$\boldsymbol{\tau_u} = \boldsymbol{A_u}\ddot{q}_u + \boldsymbol{b_u} + \boldsymbol{G_u} \;\; avec \;\; q_u = (X_2\ Y_2\ Z_2\ \alpha\ \beta)^T$$

$$\boldsymbol{A_u} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & (m_{1,u}\dfrac{d^2}{4} + a_{1,u}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (b_{2,u} + m_{2,u}Z_{2,u}^2) \end{pmatrix}$$

$$\boldsymbol{b_u} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix} \;\; et \;\; \boldsymbol{G_u} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ (m_{1,u} + m_{2,u})g \\ g\ \sin(\alpha)(m_{1,u}\dfrac{d}{2} + m_{2,u}(d - Z_{2,u}\cos(\beta)) \\ -Z_{2,u}\ m_{2,u}\ g\ \cos(\alpha)\sin(\beta) \end{vmatrix}$$

Enfin la dynamique de la poignée entraîne un effort $\boldsymbol{F_p}$ dans l'espace opérationnel :

$$\boldsymbol{F_p} = \boldsymbol{\Lambda_p}\ddot{X} + \boldsymbol{\mu_p} + \boldsymbol{p_p} \;\; avec \;\; \dot{X} = (\dot{X}\ \dot{Y}\ \dot{Z}\ \omega_x\ \omega_y\ \omega_z)^T$$

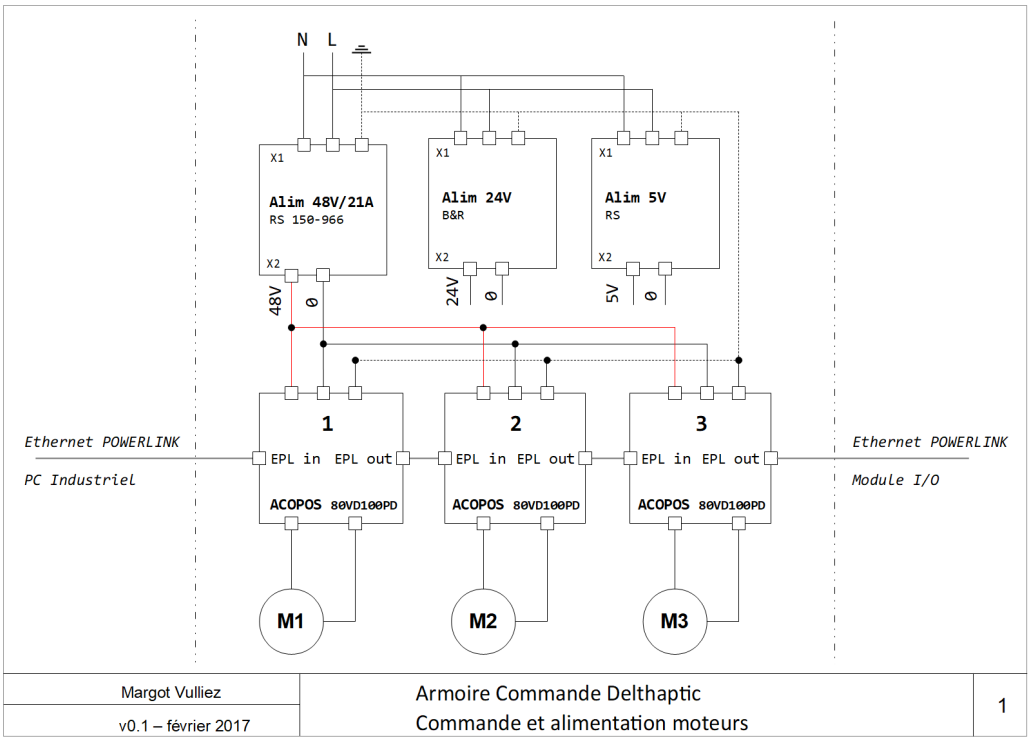
avec

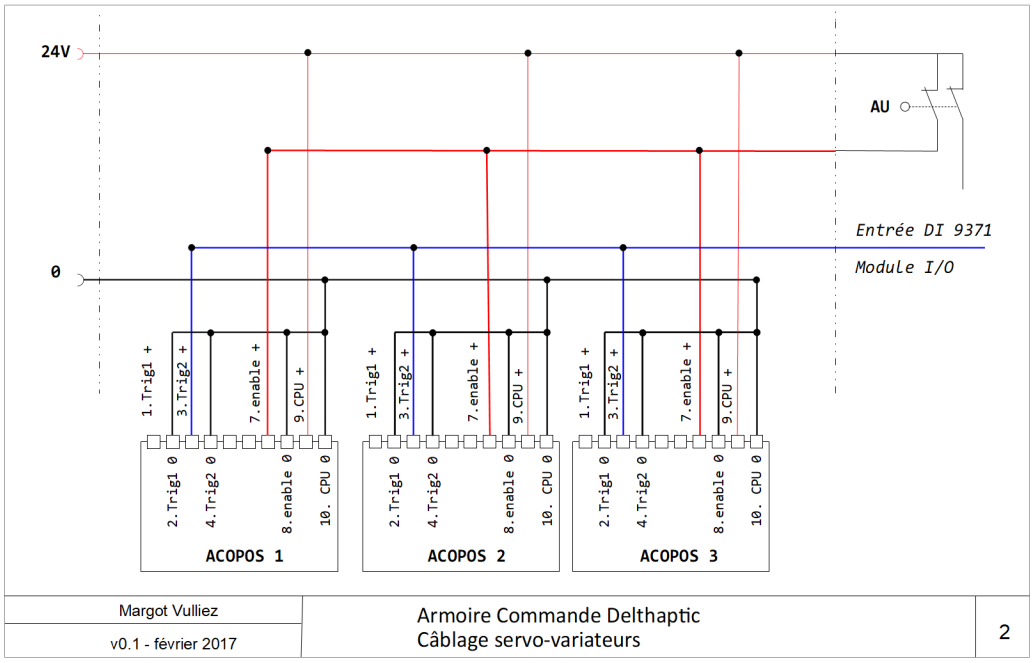
$$\boldsymbol{\Lambda_p} = \begin{pmatrix} m_p & 0 & 0 & & 0 - m_pZ_p & 0 \\ 0 & m_p & 0 & m_pZ_p & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m_p & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -m_pZ_p & 0 & a_p & 0 & 0 \\ -m_pZ_p & 0 & 0 & 0 & b_p & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_p \end{pmatrix} \;;\; \boldsymbol{\mu_p} = \begin{vmatrix} m_pZ_p\omega_x\omega_z \\ m_pZ_p\omega_y\omega_z \\ -m_pZ_p(\omega_x^2 + \omega_y^2) \\ \omega_y\omega_z(c_p - b_p) \\ \omega_x\omega_z(a_p - c_p) \\ \omega_x\omega_y(b_p - a_p) \end{vmatrix} \;\; et \;\; \boldsymbol{p_p} = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ g\ m_p \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix}$$

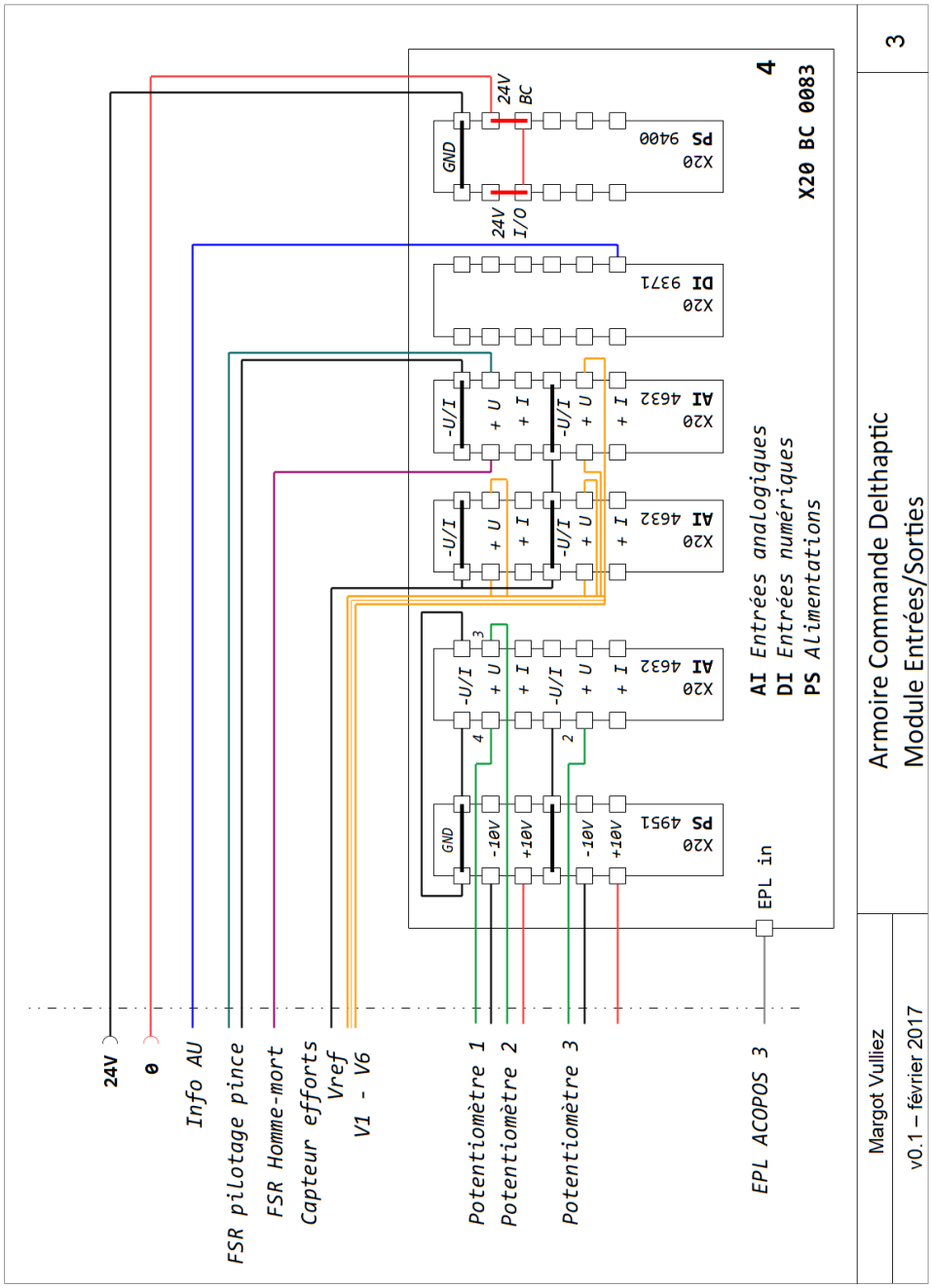
Dans ces trois modèles $(m_{1,g},\ m_{2,g},\ m_{1,u},\ m_{2,u},\ m_p)$ sont les masses et $(Z_{2,g},\ Z_{2,u},\ Z_p)$ les positions des centres de gravité des composants du mécanisme gyroscopique, du cardan modifié et de la poignée. Les matrices d'inertie de ces composants, supposés symétriques, sont :

$$\boldsymbol{I}_{k,g} = \begin{pmatrix} a_{k,g} & 0 & 0 \\ 0 & b_{k,g} & 0 \\ 0 & 0 & c_{k,g} \end{pmatrix} \;;\; \boldsymbol{I}_{k,u} = \begin{pmatrix} a_{k,u} & 0 & 0 \\ 0 & b_{k,u} & 0 \\ 0 & 0 & c_{k,u} \end{pmatrix} \;\; et \;\; \boldsymbol{I_p} = \begin{pmatrix} a_p & 0 & 0 \\ 0 & b_p & 0 \\ 0 & 0 & c_p \end{pmatrix}$$

iii Annexe C : Schémas de câblage de l'armoire de commande






24V
0
Info AU
FSR pilotage pince
FSR Homme-mort
Capteur efforts
Vref
V1 - V6
Potentiomètre 1
Potentiomètre 2
Potentiomètre 3
EPL ACOPOS 3
EPL in
X20 PS 4951
X20 AI 4632
X20 AI 4632
X20 AI 4632
X20 DI 9371
X20 PS 9400
GND
-10V
+10V
-U/I
+ U
+ I
24V I/O
24V BC
AI Entrées analogiques
DI Entrées numériques
PS Alimentations
X20 BC 0083
4
Armoire Commande Delthaptic
Module Entrées/Sorties
Margot Vulliez
v0.1 – février 2017
3