

Université Blaise Pascal – Clermont II
Ecole Doctorale Science Pour l'Ingénieur de Clermont-Ferrand

Thèse

Présentée pour obtenir le grade de
Docteur d'Université
Spécialité : Vision pour la robotique

par

Flavien PACCOT

Contributions à la commande dynamique
référencée capteur de robots parallèles

Table des matières

Introduction	12
Notations	12
1 Etat de l'art	17
1.1 Généralités à propos des robots parallèles	17
1.1.1 Définition	19
1.1.2 Des grandes familles et des applications industrielles	19
1.2 De la théorie à la pratique : les problèmes actuels des robots parallèles	23
1.2.1 Comparaison entre sériel et parallèle	23
1.2.2 La dualité sériel/parallèle	24
1.2.3 Précision remise en cause	25
1.3 Amélioration de la précision par la commande	26
1.3.1 La commande proprioceptive	26
1.3.2 La commande extéroceptive	32
1.3.3 Et les robots parallèles ?	34
1.4 La modélisation pour la commande	34
1.4.1 Les méthodes classiques	35
1.4.2 Une méthode en particulier	36
1.5 L'identification pour plus de précision	36
1.6 Un contexte local : MICMAC	39
1.7 Problématique et positionnement de la thèse	40
2 Contributions pour l'élaboration d'un MICMAC dynamique	43
2.1 Un esprit Cartésien	43
2.2 Reformulation du modèle dynamique dans l'espace Cartésien en fonction de la pose de l'effecteur	45
2.2.1 Reformulation du modèle dynamique	45
2.2.2 Comparaison des méthodes	48
2.2.3 Conclusion sur la modélisation	51
2.3 La commande dynamique des robots parallèles revue et corrigée	51
2.3.1 Un esprit Cartésien dans une commande articulaire ?	52
2.3.2 Reformulons la commande en couple calculé articulaire	52
2.3.3 Le tout Cartésien, une première solution	53
2.3.4 La commande en couple calculé avec approche extéroceptive	54
2.3.5 Influence théoriques des perturbations	55

2.3.6	Discussion	59
2.4	Conclusions du chapitre	66
3	Résultats de simulation et d'expérimentations	69
3.1	Résultats des simulations	69
3.1.1	Protocole des simulations	70
3.1.2	Application à l'Isoglide-4 T3R1	71
3.1.3	Application à l'Orthoglide	84
3.1.4	Application au 3-RRR	89
3.2	Résultats expérimentaux	98
3.2.1	Expérimentations sur l'Isoglide-4 T3R1	98
3.2.2	Expérimentations sur l'Orthoglide	105
3.3	Conclusions du chapitre	117
Conclusion		122
A	Modélisation de l'Orthoglide	123
A.1	Modélisation géométrique	123
A.1.1	Modélisation géométrique du robot	123
A.1.2	Modélisation géométrique des jambes	124
A.2	Modélisation cinématique	126
A.2.1	Modèle cinématique du robot	126
A.2.2	Modèle cinématique des jambes	126
A.3	Modélisation dynamique	127
A.3.1	Dynamique de l'effecteur	127
A.3.2	Dynamique des jambes	128
B	Modélisation de l'Isoglide-4 T3R1	129
B.1	Modélisation géométrique	129
B.1.1	Modélisation géométrique du robot	129
B.1.2	Modélisation géométrique des jambes	129
B.2	Modélisation cinématique	131
B.2.1	Modélisation cinématique du robot	131
B.2.2	Modélisation cinématique des jambes	132
B.3	Modélisation dynamique	133
B.3.1	Dynamique de l'effecteur	133
B.3.2	Dynamique des jambes	133
C	Modélisation du 3-RRR	135
C.1	Modèle géométrique inverse complet	135
C.2	Modèle cinématique complet	137
C.3	Modélisation dynamique	137
C.3.1	Dynamique de la plateforme	137
C.3.2	Dynamique des jambes	138
D	Profils des trajectoires	139

Bibliographie	152
---------------	-----

TABLE DES MATIÈRES

Table des figures

1.1	<i>La première application : le cinéma dynamique [Gwi31]</i>	18
1.2	<i>La machine à peindre de Pollard à 5 degrés de liberté [Pol42]</i>	18
1.3	<i>La plateforme de Gough-Stewart pour le test de pneumatiques [Gou57]</i> . .	18
1.4	<i>La plateforme de Gough-Stewart pour la simulation de vol aérien [Ste65]</i>	19
1.5	<i>La plateforme de Gough-Stewart pour la simulation de vol aérien vue par Cappel [Cap67]</i>	19
1.6	<i>La plateforme de Gough-Stewart [Gou57, Ste65]</i>	20
1.7	<i>Un exemple de robot sériel</i>	20
1.8	<i>Deux types d'architecture présents dans les ateliers de production</i>	21
1.9	<i>Trois démonstrateurs appartenant à la deuxième famille de robots parallèles</i>	22
1.10	<i>Deux robots basés sur une structure de type Delta</i>	22
1.11	<i>La dualité entre robots parallèles et sériels d'un point de vue modélisation géométrique et cinématique</i>	24
1.12	<i>Les sources de pertes de précision d'une machine outil à structure parallèle d'après Pritschow [Pri02]</i>	25
1.13	<i>Commande linéaire simple</i>	26
1.14	<i>Commande en couple calculé dans l'espace articulaire</i>	27
1.15	<i>Commande en couple calculé avec correction robuste de type prédictif</i> . .	29
1.16	<i>Commande en couple calculé avec correction robuste de type adaptatif</i> . .	30
1.17	<i>Commande en couple calculé avec correction robuste par rapport au comportement parfait [LSCH03]</i>	30
1.18	<i>Commande en couple calculé par anticipation avec correction robuste de type adaptatif [HBS00]</i>	31
1.19	<i>Schéma classique d'asservissement visuel rapide</i>	32
1.20	<i>Implémentation du MDI selon Guégan [Gue03] : un nombre important d'allers-retours entre Cartésien et articulaire</i>	37
1.21	<i>Processus d'étalonnage géométrique</i>	38
1.22	<i>Identification dynamique</i>	39
2.1	<i>Une implémentation simplifiée du MDI qui diminue les allers-retours entre Cartésien et articulaire par rapport à la Figure 1.20</i>	50
2.2	<i>Schéma explicite de la commande en couple calculé dans l'espace articulaire pour un robot parallèle</i>	52
2.3	<i>La commande en couple calculé dans l'espace Cartésien pour un robot parallèle utilisant le problème direct</i>	53
2.4	<i>La commande en couple calculé extéroceptive pour un robot parallèle</i> . . .	54

2.5	<i>Le suivi dans l'espace Cartésien pour une commande articulaire et une commande Cartésienne</i>	63
2.6	<i>De l'asservissement visuel classique à la commande dynamique référencée capteur</i>	65
3.1	<i>Représentation théorique du comportement du robot utilisée en simulation</i>	71
3.2	<i>Vue d'ensemble de l'Isoglide-4 T3R1</i>	72
3.3	<i>Graphe d'agencement de l'Isoglide-4 T3R1</i>	72
3.4	<i>Schéma cinématique d'une jambe</i>	73
3.5	<i>Comparaison des lois de commande sur un triangle dans le plan XY parcouru à 5 m.s⁻²</i>	75
3.6	<i>Comparaison des lois de commande sur un cercle dans le plan XY parcouru à 5 m.s⁻²</i>	76
3.7	<i>Schéma bloc utilisé pour la simulation dans le cas d'une mesure à 500Hz et d'une commande à 1kHz</i>	82
3.8	<i>Schéma de l'Orthoglide [WC00]</i>	85
3.9	<i>Comparaison des lois de commande sur un carré dans le plan XY parcouru à 3 m.s⁻²</i>	86
3.10	<i>Comparaison des lois de commande sur un cercle dans le plan XY parcouru à 3 m.s⁻²</i>	87
3.11	<i>Le 3RRR et les notations utilisées</i>	89
3.12	<i>Comparaison des lois de commande sur une ligne droite XY à 10 m.s⁻² en terme de suivi temporel</i>	91
3.13	<i>Comparaison des lois de commande Cartésienne sur une ligne droite XY à 10 m.s⁻² en terme de défaut</i>	92
3.14	<i>Erreur de suivi articulaire pour la commande en couple calculé articulaire sur une ligne droite XY à 10 m.s⁻²</i>	93
3.15	<i>Perte du suivi de trajectoire de la commande Cartésienne proprioceptive et comportement de la commande extéroceptive</i>	94
3.16	<i>Non convergence de la commande Cartésienne proprioceptive (la position désirée en pointillés, la position obtenue en continu)</i>	95
3.17	<i>Le 3RRR dans une position singulière serielle de type bras tendu</i>	95
3.18	<i>Comportement de la commande extéroceptive lors d'une singularité serielle de type bras tendu</i>	96
3.19	<i>Comportement de la commande extéroceptive lors d'une singularité parallèle de type bras replié</i>	97
3.20	<i>Le 3RRR dans une position singulière parallèle de type bras replié</i>	98
3.21	<i>L'architecture logicielle et matérielle de l'Isoglide-4 T3R1</i>	99
3.22	<i>Montage de validation de la mesure par vision</i>	101
3.23	<i>Comparaison entre caméra et interféromètre laser sur déplacement linéaire sur l'axe X</i>	102
3.24	<i>Comparaison par mesure visuelle de la trajectoire de l'effecteur sur un carré de 100mm parcouru à 3 m.s⁻² pour deux lois de commande proprioceptives</i>	106
3.25	<i>Suivi sur l'axe X pour un déplacement de 100mm à 3 m.s⁻²</i>	107
3.26	<i>Montage utilisé pour la commande extéroceptive de l'Orthoglide</i>	108
3.27	<i>Un exemple de réduction de l'image utile</i>	109

3.28	<i>L'architecture matérielle utilisée pour la commande en couple calculé extéroceptive de l'Orthoglide</i>	110
3.29	<i>Schéma bloc de la commande implémentée sur l'Orthoglide</i>	111
3.30	<i>Chronogramme de la commande</i>	112
3.31	<i>Comparaison entre la mesure visuelle à 500Hz et une règle linéaire optique à 1µm pour des accélérations allant de 1 m.s⁻² à 10 m.s⁻²</i>	113
3.32	<i>Suivi d'un cercle de 60mm à 3 m.s⁻²</i>	114
3.33	<i>Erreur de suivi lors de l'exécution du cercle de 60mm à 3ms.⁻²</i>	115
A.1	<i>Définitions des axes et notations utilisées pour la géométrie de l'Orthoglide</i>	124
A.2	<i>Définitions des notations utilisées pour la géométrie des jambes</i>	125
B.1	<i>Représentation schématique de l'Isoglide T3R1</i>	130
B.2	<i>Schéma cinématique d'une jambe</i>	131
B.3	<i>Représentation schématique d'une jambe</i>	132
C.1	<i>Le 3RRR et les notations utilisées</i>	135
C.2	<i>Détail d'une jambe</i>	136
D.1	<i>Profils de position, vitesse et accélération Cartésiennes pour un triangle dans le plan XY parcouru à 5 m.s⁻²</i>	140
D.2	<i>Profils de position, vitesse et accélération Cartésiennes pour un cercle dans le plan XY parcouru à 5 m.s⁻²</i>	141

Liste des tableaux

2.1	<i>Mise en oeuvre comparée des deux méthodes de modélisation dynamique .</i>	48
2.2	<i>Comparaison entre terme de nombre d'opérations et de temps de calcul (sous MATLAB) pour la méthode utilisée par Guégan [Gue03] et deux versions de la méthode proposée</i>	49
2.3	<i>Sources de perturbations sur le suivi Cartésien pour les trois stratégies de commande</i>	60
2.4	<i>Comparaison des lois commande en terme de sources d'erreurs potentielles</i>	61
2.5	<i>Tableau récapitulatif des sources d'erreur et propriétés des différentes lois de commande en couple calculé pour un robot parallèle</i>	68
3.1	<i>Comparaison des différentes commandes sur des trajectoires à 3 m.s^{-2} en termes de défaut de position et défaut d'orientation</i>	77
3.2	<i>Comparaison des différentes commandes sur des trajectoires linéaires suivant l'axe X de 3 m.s^{-2} à 10 m.s^{-2} en termes de défaut de position et défaut d'orientation</i>	78
3.3	<i>Comparaison des différentes commandes sur des rotations pures de 11.6 rad.s^{-2} à 36.4 rad.s^{-2} en termes de défaut de position et défaut d'orientation</i>	78
3.4	<i>Influence des défauts d'étalonnage géométrique sur les différentes lois de commande sur une trajectoire linéaire suivant l'axe X à 5 m.s^{-2}</i>	80
3.5	<i>Influence des défauts d'étalonnage géométrique sur les différentes lois de commande sur une rotation pure à 18.2 rad.s^{-2}</i>	81
3.6	<i>Influence des défauts d'étalonnage dynamique sur les différentes lois de commande sur une trajectoire linéaire suivant l'axe X à 5 m.s^{-2} et d'une rotation pure à 18.2 rad.s^{-2}</i>	81
3.7	<i>Influence des défauts de mesure sur la commande extéroceptive sur une trajectoire linéaire suivant l'axe X à 5 m.s^{-2} et d'une rotation pure à 18.2 rad.s^{-2}</i>	82
3.8	<i>Comparaison des différentes commandes sur un carré dans le plan XY parcouru à 3 m.s^2 en terme de défaut de position et défaut d'orientation, pour deux jeux de paramètres géométriques et dynamique</i>	88
3.9	<i>Résultats expérimentaux de l'identification dynamique de l'Isoglide-4 T3R1</i>	104
3.10	<i>Comparaison entre la détection par barycentre et par calcul du centre des ellipses pour une mire 9 points (Calculs faits sous MatlabTM)</i>	109
3.11	<i>Comparaison entre l'algorithme de Dementhon et la minimisation de l'erreur de reprojeciton (Calculs faits sous MatlabTM)</i>	110

3.12	<i>Comparaison numérique entre la mesure visuelle à 500Hz et une règle linéaire optique à 1µm pour des accélérations allant de 1 m.s⁻² à 10 m.s⁻² avec une précision moyenne de 840µm</i>	113
3.13	<i>Défaut de position sur un cercle de 60cm parcouru à 3 m.s⁻² pour les commandes proprioceptive et extéroceptive</i>	114

Introduction

Les travaux de recherche en robotique ont généralement pour objectif la réalisation d'une tâche de la manière la plus précise possible à l'aide d'une structure mécanique. Ainsi, certains travaux s'attachent à définir des structures mécaniques innovantes adaptées à la tâche fixée. La tâche à réaliser est alors définie en fonction de critères. Ainsi, dans le cas de tâches nécessitant une grande dextérité et un espace de travail important, un robot à structure serielle est souvent utilisé. A l'opposé, si la recherche de vitesse et de répétabilité sont attendues, une machine à structure parallèle est la solution la plus pertinente.

Une fois la structure mécanique choisie, la tâche est réalisée par une mise en mouvement à l'aide d'une stratégie de commande. Cependant, plus les contraintes sur la réalisation de la tâche sont fortes et plus la structure mécanique associée est complexe, ce qui augmente la complexité de la commande. Ainsi, ces travaux de thèse s'intéressent au développement de stratégies de commande pour des robots à structure parallèle lors de la réalisation de tâches rapides et précises.

En effet, l'arrivée des machines à structure parallèle dans l'industrie permettent d'apporter un gain en terme de vitesse et donc de cadence de production par rapport aux classiques manipulateurs sériels. Ainsi, les robots parallèles commencent à s'imposer sur les chaînes d'assemblage et de conditionnement. De plus, leurs performances exceptionnelles en terme de vitesse les a donc naturellement amenés à intéresser le secteur industriel de la production manufacturière pour des opérations d'usinage. Cependant, l'usinage requiert une grande précision dont la pratique montre qu'il ne s'avère pas être le fort des machines outils à structure parallèle, contrairement à la théorie. Ces pertes de précision ne semblent pas être totalement intrinsèques à la structure mécanique mais plutôt à l'ensemble formé par la modélisation, l'identification, la génération de trajectoire et enfin la commande. C'est dans cette optique d'amélioration de la précision par la commande que s'inscrit alors cette thèse.

Ainsi, nous nous intéressons à de nouvelles voies d'explorations en partant du constat suivant : la commande des robots parallèles est généralement la copie conforme de celle des robots sériels. En effet, bon nombre de travaux effectuent la commande et la modélisation dans l'espace articulaire. Toutefois, si la tâche, qui est généralement définie dans l'espace Cartésien, peut être réalisée correctement en commandant les articulations d'un robot sériel, ce n'est pas le cas d'un robot parallèle. En effet, l'espace articulaire d'un robot parallèle n'est généralement pas une image unique de l'espace de la tâche puisque certaines articulations dites passives ne peuvent être commandées. En toute rigueur, la commande d'un robot parallèle doit donc être effectuée dans l'espace de la tâche. Ces travaux de thèse s'attachent donc à déterminer l'espace de commande adéquat et à redéfinir dans cet espace les schémas de commande éprouvés de la robotique sérielle.

Nous nous intéressons plus particulièrement à la commande dynamique et notamment

la commande en couple calculé. En effet, cette thèse vise à améliorer la précision de réalisation des tâches rapides qui requiert donc une prise en compte de la dynamique de la structure commandée. Ceci impose donc de prédire le comportement dynamique du robot. La définition d'un modèle adapté aux spécificités de la structure mécanique et à la commande utilisée est alors nécessaire. Cette thèse traitant plutôt de commande, nous nous intéressons alors à l'adaptation à notre besoin d'une technique de modélisation dynamique performante. Ainsi, une réécriture d'un modèle dans l'espace de commande en fonction des variables commandées est effectuée.

Une fois les schémas de commande et les modèles définis dans un espace adapté aux machines à structure parallèle, les variables commandées doivent être obtenues. La définition de ces variables est actuellement un point noir de la robotique parallèle. En effet, nos travaux impose la connaissance et la maîtrise du mouvement l'effecteur, lien direct entre la tâche et le robot pour assurer la réalisation de la tâche dans les meilleures conditions. Cependant, seule une estimation numérique du mouvement de l'effecteur à partir des codeurs des actionneurs est utilisée. Il en découle une précision et une stabilité relativement faibles. Ces travaux de thèse vont donc montrer qu'il est alors préférable d'utiliser une mesure extéroceptive.

En matière de mesure extéroceptive, il en est une que la robotique parallèle apprécie de plus en plus : la vision artificielle. Nous nous efforcerons donc de consolider ce lien en montrant qu'une commande Cartésienne, un modèle Cartésien et un capteur visuel précis et rapide permettent d'améliorer la précision des robots parallèles.

Ainsi, ce mémoire de thèse s'ouvre sur un état de l'art qui permet de se familiariser avec les machines à structure parallèle. Nous recensons également l'ensemble des approches actuelles visant à améliorer leur précision par le triptyque Modélisation-Identification-Commande. Ce premier chapitre se termine par le choix effectué pour améliorer la précision : une commande adaptée ainsi qu'un modèle et un moyen de mesure.

Dans un deuxième chapitre, nous explicitons les contributions théoriques de cette thèse. Dans un premier temps, nous définissons le modèle adapté à notre stratégie de commande en proposant une reformulation complète d'une méthode de modélisation dynamique qui nous semble pertinente pour notre étude. Puis dans un deuxième temps, nous proposons une reformulation des lois de commande actuelles plus adaptée aux spécificités des robots parallèles. Ceci nous amène à proposer une nouvelle stratégie de commande utilisant une mesure extéroceptive. Une discussion qui se veut objective montre alors l'ensemble des améliorations que nous pouvons dégager mais aussi les points noirs qu'il reste à résoudre.

Le dernier chapitre apporte en partie une validation théorique et pratique des gains apportés par notre méthode de commande. La première partie se focalise sur des simulations montrant les améliorations attendues en terme de précision mais aussi de comportement mécanique. Ces simulations visent également à montrer l'influence de divers paramètres sur la précision de la commande pour plusieurs lois de commande et structures mécaniques. La deuxième partie valide en partie ces simulations notamment sur le bien-fondé de l'utilisation d'une commande en couple calculé et l'utilisation d'une mesure extéroceptive.

Notations

Dans cette thèse, nous employons les notations mathématiques suivantes :

- L'estimation est notée avec un chapeau. Par exemple, \hat{A} est l'estimation de A
- L'erreur d'estimation est notée avec un tilde. Par exemple, \tilde{A} est l'erreur d'estimation de A
- Les fonctions trigonométriques des variables articulaires sont notées de manière simplifiée :

$$\begin{aligned} s_{ij} &= \sin(q_{ij}) \\ c_{ij} &= \cos(q_{ij}) \\ t_{ij} &= \tan(q_{ij}) \\ s_{ijkl} &= \sin(q_{ij} + q_{kl}) \\ c_{ijkl} &= \cos(q_{ij} + q_{kl}) \\ t_{ijkl} &= \tan(q_{ij} + q_{kl}) \end{aligned} \tag{1}$$

Chapitre 1

Etat de l'art

Sommaire

1.1	Généralités à propos des robots parallèles	17
1.2	De la théorie à la pratique : les problèmes actuels des robots parallèles	23
1.3	Amélioration de la précision par la commande	26
1.4	La modélisation pour la commande	34
1.5	L'identification pour plus de précision	36
1.6	Un contexte local : MICMAC	39
1.7	Problématique et positionnement de la thèse	40

Ce chapitre permet de présenter le contexte scientifique de ces travaux de thèse. Ainsi dans un premier temps, le contexte global est décrit à l'aide d'un état de l'art sur des techniques de commande, de modélisation et d'identification visant à améliorer la précision des robots parallèles. Puis, nous nous arrêtons sur un contexte plus local, MICMAC, dont nous expliciterons les points essentiels.

1.1 Généralités à propos des robots parallèles

Les mécanismes à structure parallèle sont connus depuis très longtemps, Léonard de Vinci en ayant déjà proposé au XVI^{ème} siècle. De même, les premiers travaux scientifiques sur les mécanismes parallèles sont proposés en 1645 par Wren puis en 1813 par Cauchy [Mer00] et enfin en 1890 par Maxwell [TCW02]. Cependant, il ne s'agissait que d'études mathématiques sur les structures mécaniques en boucle fermée. Les premières architectures expérimentales ne datent que du milieu du 20^{ème} siècle pour le cinéma dynamique [Gwi31] (Figure 1.1), la peinture [Pol40, Pol42] (Figure 1.2), le test de pneumatiques [Gou57] (Figure 1.3) et la simulation de vol aérien [Ste65, Cap67] (Figure 1.4 et Figure 1.5). Mais ces applications très spécifiques restent de l'ordre de l'anecdotique.

Les années 90 sont plus favorables à l'application des mécanismes à structure parallèle pour réaliser des tâches industrielles. En effet, ils proposent de nouvelles alternatives aux architectures sérielles qui commencent à montrer leurs limites en terme de vitesse. De nouvelles structures mécaniques apparaissent [Cla89], ainsi que de nouvelles techniques de modélisation spécifiques associées [Mer90, Hus94]. La modélisation permet de prévoir le comportement du mécanisme aussi bien en simulation qu'en commande. En effet, dans

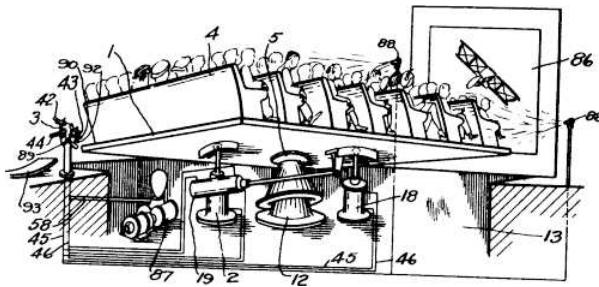


FIG. 1.1 – *La première application : le cinéma dynamique [Gwi31]*

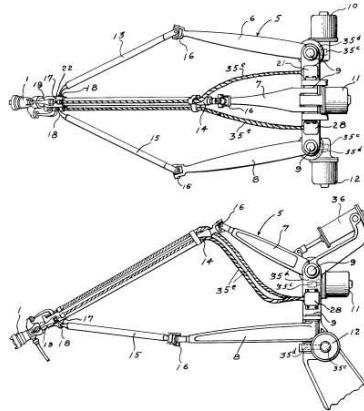


FIG. 1.2 – *La machine à peindre de Pollard à 5 degrés de liberté [Pol42]*

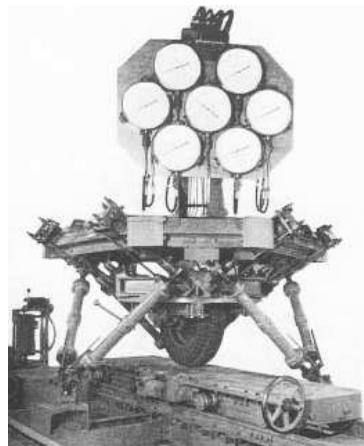


FIG. 1.3 – *La plateforme de Gough-Stewart pour le test de pneumatiques [Gou57]*

un contexte de commande, l'utilisation de modèles de comportement du mécanisme permet d'améliorer la réalisation d'une tâche par compensation des phénomènes menant à des pertes de précision. Ainsi, les techniques de commande doivent alors s'adapter aux spécifications particulières des robots parallèles, en utilisant notamment une modélisation adaptée, mais aussi aux spécificités des tâches.

Pour bien comprendre ces spécificités, nous rappelons la définition d'un robot parallèle et établissons un parallèle entre familles d'architectures mécaniques et applications industrielles.

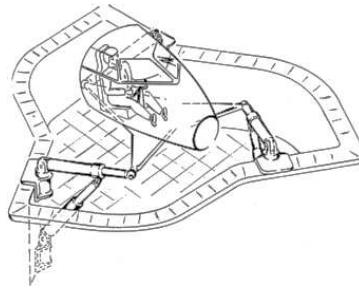


FIG. 1.4 – La plateforme de Gough-Stewart pour la simulation de vol aérien [Ste65]

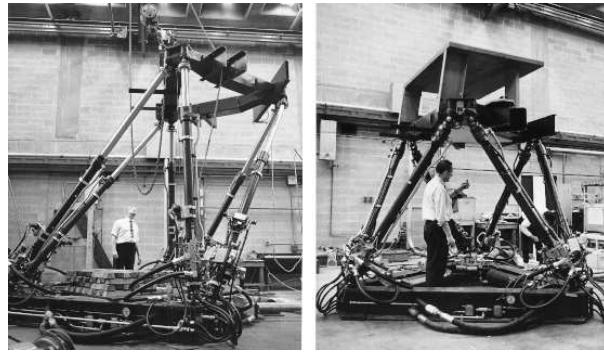


FIG. 1.5 – La plateforme de Gough-Stewart pour la simulation de vol aérien vue par Cappel [Cap67]

1.1.1 Définition

Les robots parallèles (Figure 1.6) diffèrent conceptuellement des robots sériels (Figure 1.7). Les premiers présentent une architecture mécanique en boucle fermée alors que les deuxièmes ne sont constitués que d'une seule chaîne cinématique, ils sont donc en boucle ouverte. La modélisation et la commande ayant été développées à l'origine pour la robotique serielle, elles doivent alors être adaptées à la complexité d'une structure mécanique en boucle fermée par rapport à une structure en boucle ouverte. Ceci est d'autant plus important que les applications industrielles actuelles sont particulièrement exigeantes en terme de qualité d'exécution et de rapidité.

Avant toute chose, il nous faut définir ce qu'est un robot à structure parallèle. Un manipulateur parallèle est constitué d'un organe terminal, ou effecteur, relié à une base fixe par plusieurs chaînes cinématiques qui peuvent être simples ou complexes [Mer00, Gog08]. Un exemple classique de robot parallèle est la célèbre plateforme de Gough-Stewart [Gou57, Ste65] (Figure 1.6).

Sous cette définition générique des robots parallèles se cache un nombre important de familles de robots qui diffèrent de part leur topologie et leurs applications.

1.1.2 Des grandes familles et des applications industrielles

Il existe de nombreuses architectures mécaniques dans le monde de la robotique parallèle. Nous adopterons la classification proposée par Renaud [Ren03] qui regroupe la majeure partie des machines à structure parallèle en trois grandes familles.

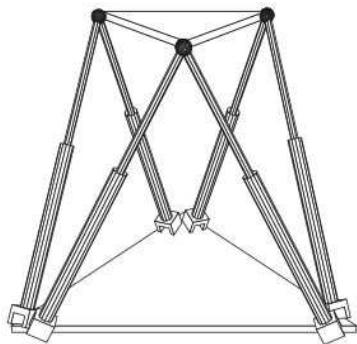
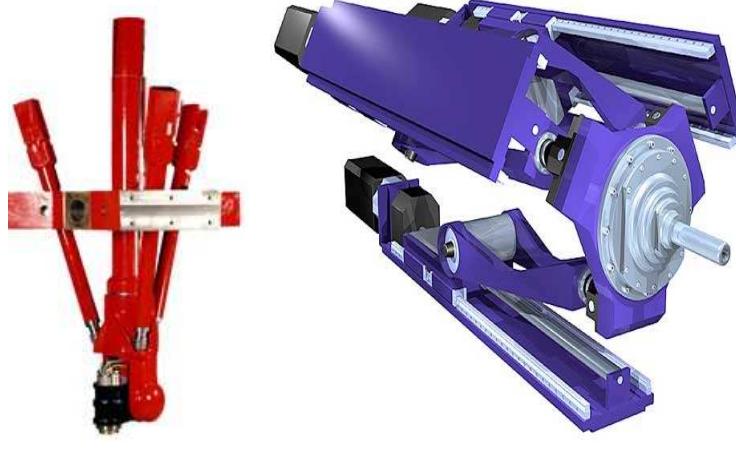


FIG. 1.6 – *La plateforme de Gough-Stewart [Gou57, Ste65]*



FIG. 1.7 – *Un exemple de robot sériel*



(a) Le Tricept de PKM Tricept (b) Le poignet Sprint Z3 de l'Ecospeed

FIG. 1.8 – Deux types d’architecture présents dans les ateliers de production

La première famille concerne les machines dont les jambes sont liées à la base et à l’effecteur par des liaisons de type pivot, cardan ou rotule (actives ou passives), et comportent une liaison glissière active. Les structures de type hexapode comme la plateforme de Gough-Stewart [Gou57, Ste65] et de type tripode comme le Tricept [Neu02] sont les exemples les plus connus. Le robot Space [Bej97], dont la première liaison pivot est active, fait également partie de cette famille. Actuellement, l’application industrielle principale de ce type de structure est l’usinage à grande vitesse. Deux modèles sont présents dans les ateliers de production : le Tricept de PKM Tricept ¹ présenté Figure 1.8(a), et l’Ecospeed de DS Technologie ² présentée Figure 1.8(b). Ce type de structure permet d’appliquer des efforts importants lors de l’exécution de la tâche et présente une grande rigidité. De plus, grâce à l’ajout d’un poignet série, elles présentent une accessibilité et une dextérité remarquables par rapport à leur domaine d’application.

La deuxième famille regroupe les machines dont les jambes sont liées à la base par une liaison prismatique actionnée. L’Isoglide-4 T3R1 [Gog04] (Figure 1.9(a)), l’Orthoglide [WC00] (Figure 1.9(b)), le I4L [Kru03] (Figure 1.9(c)) sont des exemples de démonstrateurs appartenant à cette deuxième famille. A l’heure actuelle, il ne s’agit que de prototypes de recherche dont les domaines d’applications sont l’usinage et la manipulation. Leur principal avantage est de présenter des modèles géométriques généralement plus simples que ceux des autres familles.

La troisième et dernière famille regroupe les machines ne comportant aucune liaison glissière et dont la première liaison pivot est actionnée. Tous les mécanismes basés sur la structure Delta [Cla89] comme le H4 [CP99] ou le PAR4 [NdlORC⁺05] (Figure 1.10(a)) appartiennent à cette famille. Le domaine d’application principal est la manipulation à haute vitesse. Le FlexPicker d’ABB ³ (Figure 1.10(b)) et le Quattro d’Adept ⁴, version

¹<http://www.pkmtricept.com>

²<http://www.ds-technologie.de>

³<http://www.abb.com>

⁴<http://www.addept.com>

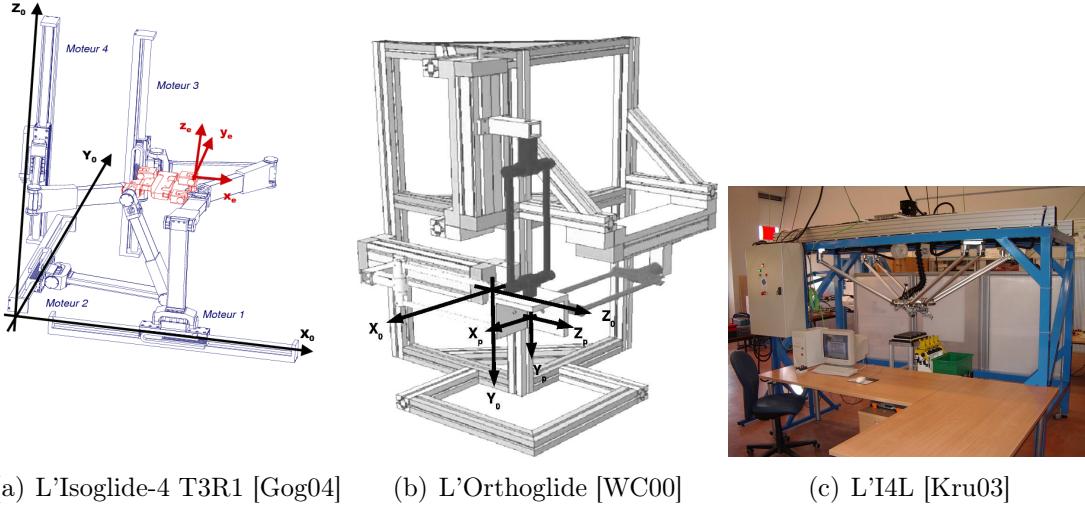


FIG. 1.9 – *Trois démonstrateurs appartenant à la deuxième famille de robots parallèles*

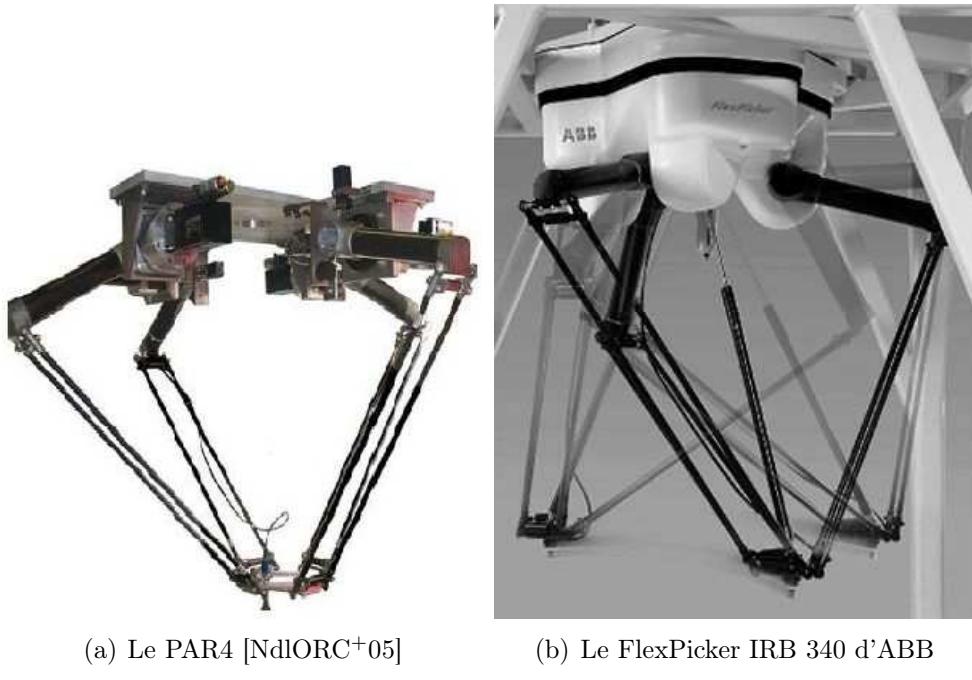


FIG. 1.10 – *Deux robots basés sur une structure de type Delta*

commerciale du PAR4, permettent notamment de réduire les temps de cycles grâce à des accélérations maximales de 100 à 200 m.s^{-2} . En effet, la rigidité inhérente d'une structure mécanique en boucle fermée permet d'alléger les chaînes cinématiques tout en conservant la rigidité nécessaire à la manipulation [Cla89]. Ainsi, une grande dynamique de mouvement est possible rendant les robots parallèles tout à fait adaptés à la manipulation à haute vitesse.

Les deux principales applications des machines à structure parallèle sont donc la manipulation à haute vitesse et l'usinage. Si la présence de robots parallèles sur les chaînes de conditionnement est importante, ce n'est pas le cas dans les ateliers de production. En effet, l'acquisition d'une machine outil à structure parallèle est un investissement coûteux

par rapport à son homologue serielle. De plus, les travaux sur ces structures complexes ne sont pas assez matures pour exploiter pleinement leur capacités [Mer02]. Ainsi, des travaux complémentaires doivent être menés afin de permettre à ce type de structure d'être plus concurrentiel face aux robots sériels.

1.2 De la théorie à la pratique : les problèmes actuels des robots parallèles

La robotique parallèle peine à s'imposer dans les ateliers de production comme une alternative aux structures sérielles. Pourtant un robot parallèle présente de nombreux avantages théoriques par rapport à un robot sériel, dont nous dressons ici une liste non exhaustive. Nous cherchons alors à comprendre quels sont les sources de problèmes rendant les robots parallèles moins performants qu'attendu.

1.2.1 Comparaison entre sériel et parallèle

Il est généralement admis qu'un robot parallèle est plus rapide, plus précis et plus rigide qu'un robot sériel [Mer00]. En effet, le mouvement de l'effecteur est généré par le déplacement simultané de plusieurs actionneurs en parallèle, l'actionnement étant effectué jambe par jambe. Les capacités d'accélération résultante de l'effecteur sont alors plus élevées pour un robot parallèle par rapport à un robot sériel [Mer00, TZR99]. De même, un effort appliqué sur la plateforme est soutenu par plusieurs chaînes cinématiques en boucle fermée, ce qui génère une plus grande rigidité par rapport à un robot sériel constitué d'une mise en série d'éléments élastiques [Mer00].

Ainsi, des structures de machines parallèles plus légères que des robots sériels pour un même niveau de rigidité sont proposées, ce qui permet des sollicitations en terme de vitesse encore plus importantes [Cla89, Mer00]. En ce qui concerne la précision de réalisation de la tâche, les erreurs de montage et de commande des moteurs ne s'ajoutent pas, contrairement au cas des robots sériels [Mer00]. La précision doit donc normalement être plus importante.

A tous ces avantages s'opposent quelques inconvénients propres aux mécanismes à structure parallèle. L'inconvénient principal est le faible espace de travail par rapport à l'encombrement global de la structure [Mer00]. En effet, contrairement aux robots sériels où la liberté de mouvement de chaque actionneur permet des courses importantes, les contraintes de fermeture de boucle restreignent la course des actionneurs et donc l'espace de travail atteignable. Cet espace de travail est encore diminué par la présence possible de singularités [PK98] rendant le comportement délicat à prédire et donc la commande à réaliser.

Un autre inconvénient majeur provient de la complexité de la structure mécanique. En effet, la contrainte de fermeture des boucles et le nombre important de liaisons passives rendent la modélisation, et donc la commande, plus ardue que dans le cas d'un robot sériel [Mer00]. Ce point est notamment lié à la notion de dualité sériel/parallèle [WH91, Bru99] dont nous allons maintenant expliciter les grands points.

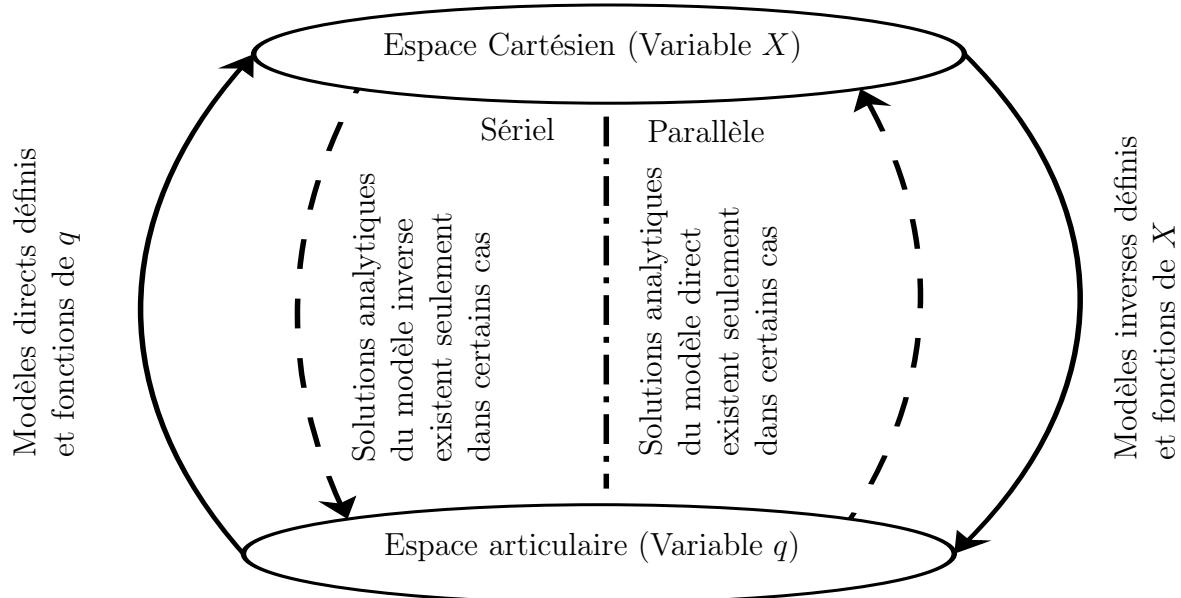


FIG. 1.11 – *La dualité entre robots parallèles et sériels d'un point de vue modélisation géométrique et cinématique*

1.2.2 La dualité série/parallèle

La structure mécanique d'un robot à structure parallèle et celle d'un robot à structure serielle ont des comportements différents. La notion de dualité série/parallèle émerge alors [WH91, Bru99] (voir Figure 1.11).

En effet, pour un robot série, il facile de connaître la configuration de l'effecteur en ne connaissant que la configuration des articulations actives. Pour cela, il suffit de déterminer les modèles géométriques et cinématiques dits directs. Ceux-ci sont analytiquement définis et dépendent uniquement de la configuration articulaire [KD02]. A l'opposé, les modèles inverses n'ont pas toujours de solution analytique et peuvent alors nécessiter une estimation numérique. Concernant le modèle dynamique inverse qui permet de relier les efforts moteurs aux mouvements du robot, il dépend généralement uniquement des variables articulaires et de leurs dérivées premières et secondes par rapport au temps [KD02].

Le comportement des robots parallèles est généralement défini par des modèles géométriques et cinématiques inverses définis de manière analytique [Mer00]. Par habitude, les modèles cinématique et dynamique inverses sont exprimés en fonction des variables articulaires. Cependant, l'expression de ces modèles à l'aide de la pose de l'effecteur est plus naturelle [DAMM06, DC99]. Dans le cas général, il n'existe pas de solutions analytiques pour le modèle géométrique direct. Il est alors nécessaire d'effectuer une estimation numérique qui peut présenter plusieurs solutions [Mer90, Hus94]. Néanmoins, l'estimation numérique de ces solutions donne généralement satisfaction avec les méthodes récentes [ST05], surtout si le robot est utilisé loin des singularités. De plus, de nouvelles architectures ont des modèles géométriques directs analytiques [Gog04, WC00]. Par conséquent, cette notion de dualité est à nuancer. En effet, l'expérience montre qu'elle n'est pas stricte sur l'existence des solutions des modèles puisqu'il est possible de trouver des contres-exemples.

Dans le cas général, la commande des robots parallèles est plus ardue qu'une com-

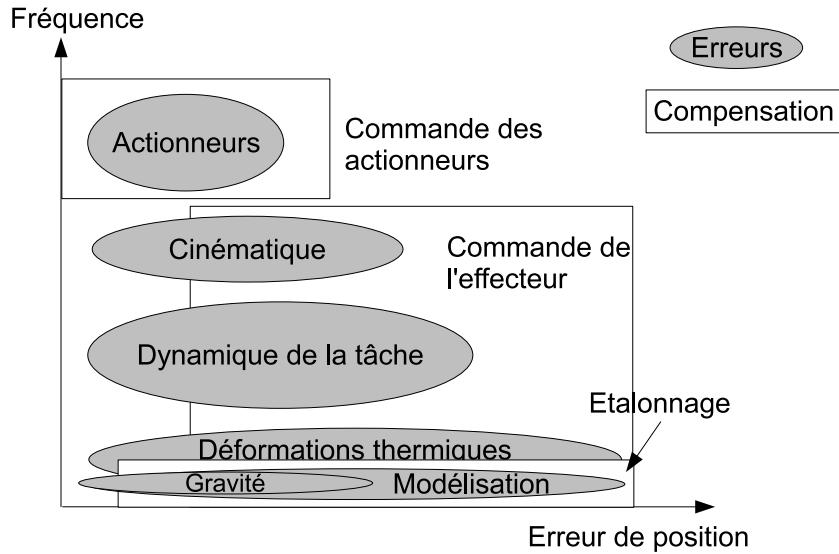


FIG. 1.12 – *Les sources de pertes de précision d'une machine outil à structure parallèle d'après Pritschow [Pri02]*

mande de robot sériel. En effet, la tâche à réaliser est souvent définie au niveau de l'effecteur. Par conséquent, pour réaliser correctement cette tâche, il faut maîtriser le mouvement de l'effecteur en ne contrôlant que les mouvements des actionneurs. Or d'un point de vue des actionneurs, il est difficile de prévoir le comportement de l'effecteur si le modèle géométrique direct n'a pas de solution analytique. Donc dans le cas général, il est difficile de maîtriser complètement le comportement de la structure et donc de permettre une précision importante.

1.2.3 Précision remise en cause

L'avènement des manipulateurs parallèles dans le monde industriel permet de réduire les temps de manipulation grâce à leur dynamique de mouvement plus grande que celle permise par un robot sériel [TZ99, TDH04]. Toutefois, ils sont réputés moins précis.

Ainsi, Wang et Masory montrent que la présence de nombreuses articulations passives dégrade la précision de la pose de l'effecteur [WM93]. En effet, les inévitables jeux et défauts de montage ne peuvent être compensés par la commande puisque ces articulations passives ne sont pas motorisées. Il en résulte une perte de précision au niveau de l'effecteur alors que les actionneurs sont correctement asservis. Pritschow [Pri02] va plus loin en listant les principales sources d'erreurs (voir Figure 1.12). Outre les défauts mécaniques tels que les déformations thermiques et élastiques, l'influence de la commande et des modèles utilisés dans celle-ci ont une grande influence sur la précision de la machine.

Une autre source d'erreur vient du comportement dynamique de la structure mécanique. En effet, une machine à structure parallèle est un système mécanique en boucle fermée. Donc, un couplage entre les jambes apparaît. Il en résulte un comportement dynamique fortement non linéaire qui dépend principalement du mouvement de l'effecteur dans l'espace Cartésien [DC99].

Pourtant, nous le verrons plus en détail par la suite, la plupart des machines in-

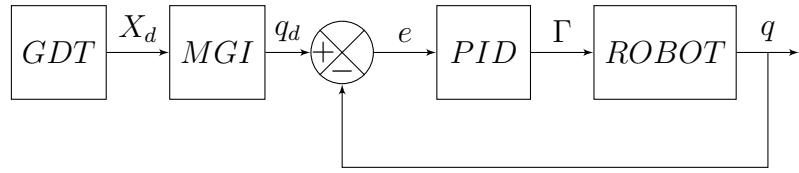


FIG. 1.13 – *Commande linéaire simple*

dustrielles sont commandées par l'intermédiaire de commandes linéaires simples, voir de simples cartes d'axes. L'influence des jambes l'une sur l'autre et la non linéarité du comportement dynamique est donc rarement pris en compte dans les asservissements. Il en résulte une perte de précision en terme de suivi de trajectoire à haute vitesse pour les manipulateurs légers mais aussi à vitesse normale pour les machines outils plus lourdes [DH06, TDH04]. De plus, les performances d'une telle stratégie de commande varient dans l'espace de travail [BOF06] menant à travailler dans des espaces restreints.

Les machines à structure parallèle présentent donc de nombreuses sources de perte de précision notamment au niveau de la commande. Plusieurs solutions concernant la modélisation, l'identification et la commande sont alors proposées.

1.3 Amélioration de la précision par la commande

Il est possible de distinguer deux grandes familles de commandes : les proprioceptives utilisant des capteurs internes et les extéroceptives utilisant des capteurs extérieurs. Toutefois, la plupart des stratégies de commande sont directement reprises de la robotique serielle.

1.3.1 La commande proprioceptive

Dans la plupart des cas, les seuls moyens de mesure présents sur un robot sont les capteurs proprioceptifs mesurant les grandeurs liées aux actionneurs. La commande d'un robot industriel est donc effectuée en utilisant uniquement ces informations. De plus, la commande d'un robot sériel étant dans la plupart des cas une commande articulaire, les robots parallèles sont alors par extension historiquement commandés dans cet espace. Dans le cadre de notre étude, la recherche de précision et de vitesse impose une commande dynamique, c'est-à-dire que les actionneurs doivent être commandés en couple. Nous allons passer en revue les principales techniques actuellement développées.

La commande simple

Le moyen le plus simple d'asservir un système est bien entendu d'utiliser un correcteur linéaire de type P, PI, PD ou PID qui génère à partir de l'erreur entre la consigne et la mesure, une consigne pour l'actionneur (voir Figure 1.13). Cette consigne peut-être une vitesse ou un couple. De nombreux travaux traitent du réglage des correcteurs [ZH04, YH06] afin d'obtenir des performances acceptables.

Cependant, cette stratégie nécessite de faire l'hypothèse d'un comportement dynamique de la structure du robot linéaire. Or ceci n'est pas toujours avéré. Dans le cas

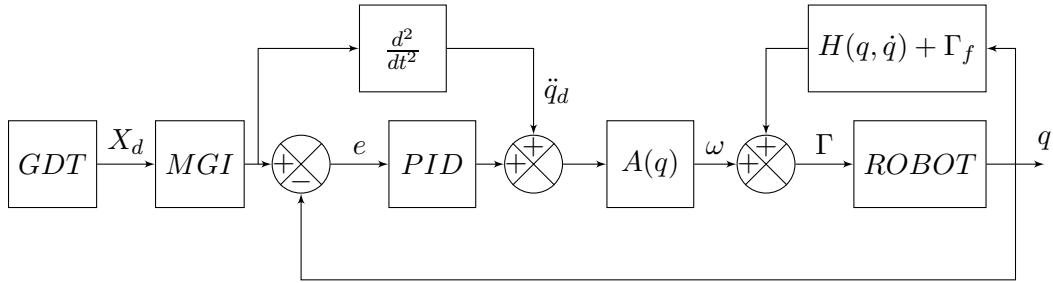


FIG. 1.14 – Commande en couple calculé dans l'espace articulaire

d'une machine outil sérieuse de type portique, où la rigidité des guidages et les masses en mouvement sont très importantes, où le découplage des axes est naturellement assuré, et où les vitesses sont faibles, cette hypothèse est généralement vérifiée [DH06, BOF06, PAM07b]. En général, les commandes de machines outils sont donc basées sur ce type de schéma [BOF06, DH06, KD02].

Cependant, dans le cas de manipulateurs parallèles, le couplage dynamique entre les corps en mouvement dus aux forces centrifuges et de Coriolis n'est plus négligeable à vitesse élevée [KD02, DH06]. Le comportement dynamique de la structure vue des actionneurs est alors fortement non linéaire et rarement négligeable. L'utilisation d'une commande simple est alors une source importante de perte de précision [PAM07c] avec des performances non homogènes dans l'espace de travail [BOF06].

Il est alors nécessaire de générer des trajectoires dynamiquement admissible [AH05, OW07, BG05] et utilisant une interpolation performante [LBM05, KD02] afin d'obtenir un bon compromis entre vitesse et précision. De même, il est possible de déterminer des espaces de travail prenant en compte les limitations géométriques [Mer00, MGM98], dynamiques [OW07, BG05] ainsi que les pertes éventuelles de rigidité [CDR06]. Ainsi, il est possible de générer une trajectoire optimale en terme de sollicitations cinématiques et dynamiques dans un espace de travail où le comportement de la machine est satisfaisant.

Cependant, la génération de trajectoire adaptée au comportement de la structure du robot peut amener à diminuer les vitesses effectives des trajectoires. De plus, la définition d'un espace de travail adapté réduit l'espace atteignable par le robot, celui-ci étant naturellement faible. Par conséquent, l'adaptation de la trajectoire ne permet pas d'utiliser pleinement les performances de la machine. Pour exploiter au mieux ces moyens coûteux, il est donc nécessaire de développer de nouvelles stratégies de commande prenant en compte le comportement dynamique non linéaire de la structure.

La commande par découplage non linéaire

Une solution bien connue prenant en compte le comportement dynamique du robot dans la boucle d'asservissement est la commande en couple calculé [LWP80b, Pau81] (Figure 1.14). Le principe de cette commande repose souvent sur la formulation de Lagrange du modèle dynamique inverse du robot [KD02] :

$$\Gamma = A(q)\ddot{q} + H(q, \dot{q}) + \Gamma_f \quad (1.1)$$

où :

- Γ est le vecteur des efforts exercés par chaque actionneur

- A est la matrice d'inertie du robot
- H est le vecteur représentant les forces centrifuges, de Coriolis et de gravité
- Γ_f est le vecteur représentant les frottements suivant la modélisation appropriée

Le découplage non linéaire consiste à compenser les non linéarités du comportement dynamique de la structure. Deux types de non linéarités peuvent être rencontrées. La matrice d'inertie A est une non linéarité multiplicative. Les vecteurs H et Γ_f sont des non linéarités additives. La loi de commande linéarisante s'écrit alors :

$$\omega = A^{-1}(q)(\Gamma - H(q, \dot{q}) - \Gamma_f) \quad (1.2)$$

Dans le cas d'une modélisation parfaite, le vecteur de commande ω est donc strictement égal à l'accélération \ddot{q} des actionneurs. La fonction de transfert entre signal de commande ω et sortie q est donc un double intégrateur au comportement linéaire. Par conséquent, un correcteur linéaire est suffisant pour assurer une précision maximale.

Le vecteur de commande ω est généralement obtenu par un correcteur proportionnel-dérivée et d'une anticipation en accélération. Il s'écrit donc :

$$\omega = \ddot{q}_d + K_d \dot{e} + K_p e \quad (1.3)$$

où :

- \ddot{q}_d est la consigne d'accélération
- K_p et K_d sont les gains proportionnel et dérivé du correcteur
- $e = q - q_d$ est le signal d'erreur entre consigne et mesure

En utilisant le fait que $\omega = \ddot{q}$ dans le cas parfait, le comportement de l'erreur est alors caractérisé par l'équation suivante :

$$\ddot{e} + K_d \dot{e} + K_p e = 0 \quad (1.4)$$

Dans ce cas, l'erreur se comporte comme un système du second ordre. La pulsation propre et l'amortissement sont alors réglés par les gains du correcteurs :

$$\begin{cases} K_p = \omega^2 \\ K_d = 2\xi\omega \end{cases} \quad (1.5)$$

La présence d'un gain intégral est théoriquement inutile puisque le système asservi se comporte comme un double intégrateur. Cependant, en pratique, le gain intégral est utilisé pour diminuer l'influence des erreurs de modélisation [KD02, Gue03] puisque la commande en couple calculé a aussi tendance à être peu robuste face aux erreurs de modélisation.

En effet, ces dernières ont une influence directe sur la stabilité et la précision de la commande. En général, le comportement réel du robot peut s'écrire sous la forme [KD02] :

$$\Gamma = (\widehat{A}(q) + \widetilde{A})\ddot{q} + (\widehat{H}(q, \dot{q}) + \widetilde{H}) + (\widehat{\Gamma}_f + \widetilde{\Gamma}_f) \quad (1.6)$$

où le chapeau représente l'estimation et le tilde l'erreur d'estimation.

Dans le schéma de commande, seul l'estimation de la dynamique est utilisée :

$$\Gamma = \widehat{A}(q)w + \widehat{H}(q, \dot{q}) + \widehat{\Gamma}_f \quad (1.7)$$

Le comportement de l'erreur est alors le suivant :

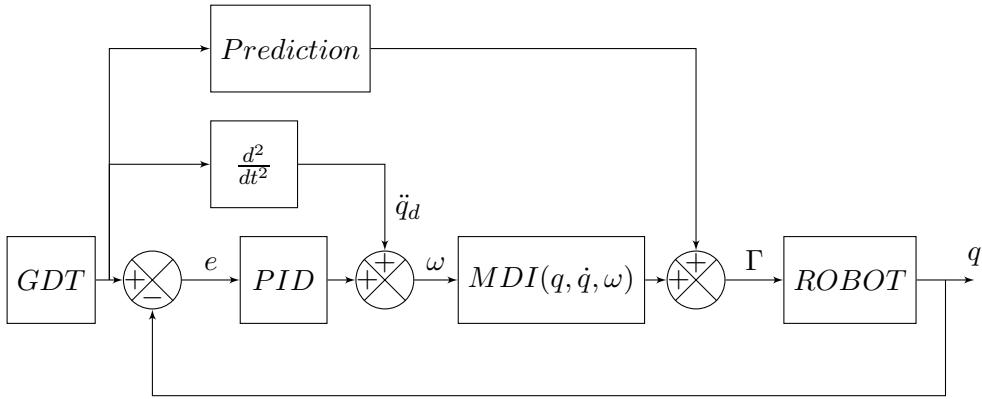


FIG. 1.15 – Commande en couple calculé avec correction robuste de type prédictif

$$\ddot{e} + K_d \dot{e} + K_p e = \widehat{A}(q)^+ \left(\widetilde{A}(q) \ddot{q} + \widetilde{H}(q, \dot{q}) + \widetilde{\Gamma}_f \right) \quad (1.8)$$

Les erreurs de modélisation représentent donc un terme de perturbation non rejeté [KD02]. Il est donc nécessaire dans un premier temps de minimiser ces erreurs grâce à une identification dynamique [OP01,SGT⁺97]. Dans le cas où l'identification n'est pas satisfaisante, des méthodes de commande robuste peuvent être employées [BHC00,HBS00,VPP03,LSCH03,BAP98,YOKN98].

La commande dynamique robuste

La commande en couple calculé est très sensible aux erreurs de modélisation. Or, la complexité d'un robot parallèle impose souvent de faire des hypothèses simplificatrices pour établir le modèle dynamique. Ainsi, les erreurs de modélisation sont souvent inévitables. De ce fait, la commande en couple calculé est rarement présente sous sa forme simple (Figure 1.14) mais plutôt secondée par des techniques de commande robuste.

Une première approche utilise des techniques prédictives (Figure 1.15). Vivas [VPP03] utilise par exemple le “General Predictive Control” pour effectuer la commande du H4. La commande en couple calculé articulaire utilise alors un modèle dynamique simplifié du robot H4. En effet, seules l'inertie de la plateforme et des actionneurs sont prises en compte dans le modèle. De plus, un algorithme MGD simple basé sur l'intégration du modèle cinématique inverse est utilisé. Les approximations de modélisation rendent alors la commande imprécise voir instable. Ainsi, Vivas utilise un correcteur robuste qui prédict le comportement futur du robot sur horizon fini et modifie en conséquence la consigne de couple en minimisant l'erreur quadratique entre trajectoire de référence et trajectoire prédictive. Pour une souplesse de comportement plus importante, Vivas lisse le vecteur de commande. De même, Belda [BB06] utilise également le GPC en minimisant la norme euclidienne plutôt que l'erreur quadratique.

L'autre grande approche est la commande adaptative [Lam93] (Figure 1.16). Plutôt que de modifier la consigne de couple par rapport à une prédition de comportement, il est possible de déterminer une loi d'adaptation modifiant les paramètres du modèle dynamique [KD02]. Ainsi, Liu utilise ce type de stratégie pour un robot de type 3-RRR avec redondance d'actionnement [LWL02]. La loi d'adaptation des paramètres dynamiques mi-

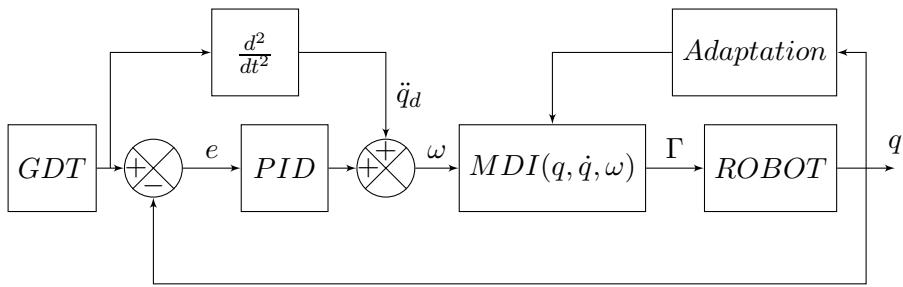


FIG. 1.16 – Commande en couple calculé avec correction robuste de type adaptatif

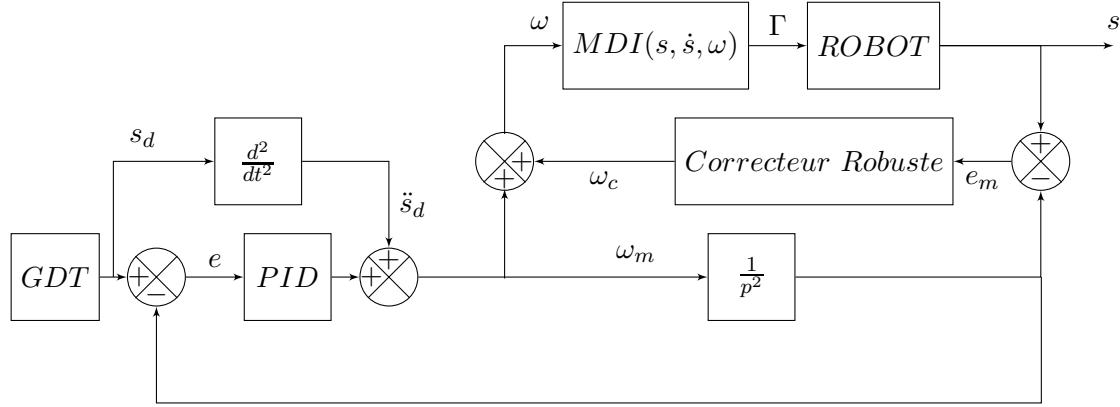


FIG. 1.17 – Commande en couple calculé avec correction robuste par rapport au comportement parfait [LSCH03]

nimise l'énergie de l'erreur de position et de vitesse et l'erreur d'estimation des paramètres dynamiques.

Dans la littérature, d'autres approches plus théoriques sont également présentées basées sur des méthodes de type Lyupanov [BAP98, ZX04, KCK05], passivité [BAP98], commande par observateur [BAP98, BHC00, TKP02], commande par modes glissants [OMA04], logique floue [QMF06, SYZL05], structure variable [YHC06].

Ces approches sont principalement utilisées sur des commandes articulaires, mais certains travaux utilisent également une commande dans l'espace Cartésien. Ainsi, Lee [LSCH03] utilise une commande en couple calculé Cartésienne avec modèle dynamique inverse Cartésien simplifié. Du fait de l'utilisation d'un MGD numérique lourd, un modèle dynamique simplifié doit alors être développé pour répondre aux contraintes de temps de calcul. Ces simplifications imposent alors l'utilisation d'une commande robuste pour assurer stabilité et précision. Lee fait le choix d'un correcteur de type H_∞ pour minimiser l'erreur entre comportement réel et comportement idéal, c'est-à-dire un double intégrateur (voir Figure 1.17 où s est la pose de l'effecteur). Ce contrôleur nécessite cependant une identification du modèle des perturbations et un réglage pratique délicat. Cette approche minimisant l'erreur entre comportement désiré et comportement réel peut être transposée à une commande articulaire, dans ce cas s est la configuration articulaire active. Le correcteur robuste peut être bien entendu basé sur d'autre technique que la commande H_∞ . De son côté, Yamane [YOKN98] utilise un correcteur de type H_∞ pour observer l'accélération de l'effecteur. Ce correcteur permet de limiter l'influence des vibrations et

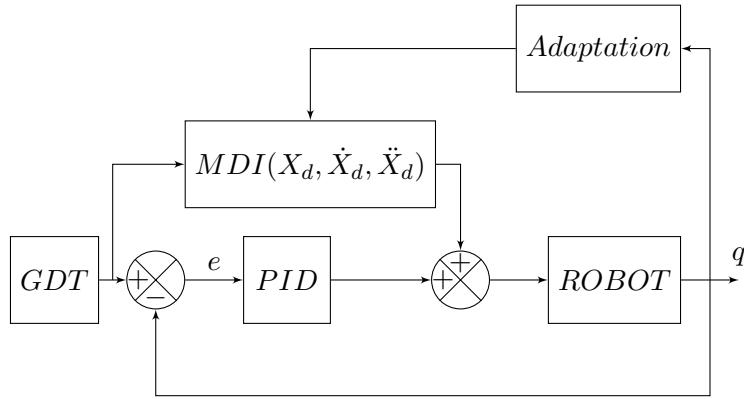


FIG. 1.18 – *Commande en couple calculé par anticipation avec correction robuste de type adaptatif [HBS00]*

améliore la stabilité et la précision de la commande.

Enfin, il faut également noter une approche très particulière utilisant un modèle dynamique inverse Cartésien tout en effectuant une commande dans l'espace articulaire [HBS00, AH06]. En effet, Honegger [HBS00] et Abdellatif [AH06] modélisent la dynamique du robot dans l'espace Cartésien en fonction des variables de l'effecteur pour des raisons de simplification des calculs mais ne peuvent se résoudre à commander le robot dans l'espace Cartésien en raison de la présence du MGD numérique dans la boucle de retour. Ils utilisent donc un modèle dynamique pour effectuer une anticipation non linéaire à partir des seules données Cartésiennes facilement accessible que sont les consignes (Figure 1.18). Pour que l'anticipation soit efficace, il est cependant nécessaire d'avoir une faible erreur de suivi. Une solution serait d'avoir des gains de correcteur très élevés, souvent incompatibles avec les fréquences de résonance faibles des machines lourdes. La solution choisie par Honegger est d'utiliser une commande adaptative. Abdellatif utilise lui une commande par apprentissage.

Contrairement à la classique commande simple, la commande en couple calculé est théoriquement parfaitement adaptée à une machine à structure parallèle rapide dont le comportement dynamique non linéaire et non négligeable doit être compensée en temps réel. D'un point de vue pratique, il apparaît que ce type de commande est rarement utilisable de manière directe pour un robot parallèle en raison d'erreurs dues à des simplifications de modèles nécessaires pour assurer un temps de calcul acceptable. Elle est donc souvent adjointe de techniques robustes plutôt complexes à maîtriser et à régler. Par conséquent, il est difficile d'envisager une version industrielle d'une telle commande pour une machine à structure parallèle.

D'autre part, il semble généralement préférable d'utiliser une commande dans l'espace Cartésien puisque la consigne est le plus souvent une trajectoire Cartésienne. L'asservissement étant en effet plus proche de la tâche, une meilleure réalisation de celle-ci est envisageable. Néanmoins, si dans le cas des robots sériels la commande en couple calculé Cartésienne est assez facile à réaliser [KD02], elle est beaucoup moins aisée dans le cas des robots parallèles [LSCH03, CPP06]. En effet, la présence dans la boucle de retour d'un modèle numérique et non d'une mesure directe est plutôt préjudiciable en terme de précision, vitesse et stabilité de la commande. Il est alors nécessaire de maîtriser le modèle géomé-

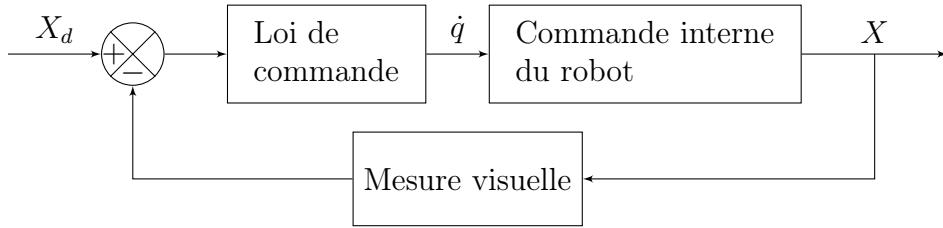


FIG. 1.19 – Schéma classique d'asservissement visuel rapide

trique direct et de choisir un algorithme de calcul compétitif [Mer90, Hus94, ST05, Mer02] en terme de coût de calcul, de précision et de stabilité numérique. De plus, il est nécessaire de correctement identifier ce modèle, tâche qui semble relativement ardue pour un modèle numérique.

Ainsi, il est pertinent de chercher à se passer de ce modèle géométrique direct et d'utiliser une mesure directe de la pose de l'effecteur.

1.3.2 La commande extéroceptive

La commande Cartésienne classique est intéressante puisqu'elle permet un asservissement dans l'espace de la tâche. Cependant, elle fait appel au modèle géométrique direct dans la boucle de retour. Ce point peut être une source d'imprécision car le modèle peut être biaisé par des erreurs de modélisation et/ou d'identification. Il devient alors pertinent d'utiliser une mesure directe de la pose de l'effecteur, c'est-à-dire une mesure extéroceptive. Les moyens de mesure de pose de l'effecteur, position 3D et orientation, ne sont cependant pas légion.

La première méthode est l'utilisation d'un système passif instrumenté comme le fait Corbel [Cor08]. Cette dernière a l'inconvénient de dépendre d'un modèle mécanique nécessitant donc toujours un modèle précis et correctement identifié. De plus, le système passif représente une charge pour le robot et peut donc grever les performances dynamiques. Ce système est présent sur le Tricept pour le choix parmi les solutions possibles du modèle géométrique inverse.

En robotique mobile, il est courant d'utiliser une mesure GPS pour se déplacer mais la précision n'est pas suffisante pour la manipulation et l'usinage. Le laser-tracker est un moyen de mesure rapide et précis mais à notre connaissance il n'est pas utilisé en commande. Le seul moyen de mesure extéroceptive réellement utilisé en robotique manipulatrice est la vision artificielle. Commander un robot dans l'espace Cartésien en utilisant la vision par ordinateur est appelé asservissement visuel [WSN87, HHC96].

L'asservissement visuel rapide

Dans le cadre de notre étude, nous nous intéressons à la commande de robots rapides. Il est donc nécessaire de prendre en compte la dynamique de la structure et de disposer d'une mesure précise et rapide. Or, l'asservissement visuel classique est basé sur une commande cinématique, qui fait donc l'hypothèse de mouvements quasi-statiques, et utilise des caméras standards avec des fréquences de mesure de l'ordre de 50 à 70Hz [HHC96]. Il est donc difficile de parler de commande dynamique rapide.

Il existe néanmoins quelques travaux sur l'utilisation de la vision dite rapide associée à l'asservissement visuel. Dans cette optique, Namiki et Nakabo [NHI03, NI98] proposent une mesure visuelle à $1kHz$ pour le suivi et la prise d'objet par un manipulateur sériel. Les auteurs définissent la notion d'impédance visuelle qui permet de contrôler la dynamique et la compliance du mouvement relatif entre effecteur et objet. Cependant, la dynamique de la structure n'est pas compensée à partir de la mesure visuelle mais de manière classique par la commande proprioceptive du robot utilisé (Figure 1.19).

Dans [Gan99], Gangloff effectue un suivi de cible avec un asservissement visuel à $120Hz$ et un suivi de profilé à $50Hz$ avec une approche linéaire. Le correcteur de la boucle de vision fournit des commandes de vitesse aux axes du robot. Grâce à l'effet linéarisant des boucles bas-niveau des variateurs, il est possible de modéliser le comportement dynamique autour d'un point de fonctionnement par une matrice de fonctions de transfert. De plus, la dynamique de la caméra est modélisée par des temps de retard, ce qui rejoint les remarques faites par Corke [Cor95]. En effet, entre l'acquisition de l'image et l'obtention de la mesure, il existe un temps mort qui peut être pénalisant pour la bande passante de l'asservissement. Ainsi, Gangloff modélise l'ensemble commande proprioceptive du robot, passage des vitesses Cartésiennes aux vitesses articulaires et mesure visuelle par un dispositif de déplacement opérationnel virtuel. Sa fonction de transfert est identifiée et sert à régler de façon automatique un correcteur robuste de type prédictif (GPC). La mise à jour en ligne des paramètres de ce correcteur permet de compenser les variations du comportement dynamique de ce dispositif virtuel de déplacement dans l'espace de travail. Ces travaux sont également appliqués à des applications chirurgicales avec un asservissement visuel cadencé à $500Hz$ [CLGdM05, GGdM⁺04]. Les perturbations dues aux battements du cœur sont mesurées grâce à un observateur adaptatif [GGdM⁺04]. Dans [CLGdM05], l'utilisation d'un correcteur de type H_∞ permet d'obtenir un signal de commande plus souple que le GPC.

Les travaux sur l'asservissement visuel rapide découlent directement de l'asservissement visuel classique. Seule la mesure de la pose de l'effecteur est plus rapide. Le schéma de commande est donc toujours basé sur une boucle de vitesse interne et une boucle visuelle externe. La dynamique de la structure mécanique n'est donc pas compensée à partir de la mesure extéroceptive mais à partir de la mesure proprioceptive. Dans certains cas, la boucle interne peut-être une commande en couple calculé, mais dans la plupart des cas il s'agit d'une commande cinématique. Par conséquent, le comportement dynamique du robot est supposé être compensé par la boucle de vitesse interne linéaire. La compensation du comportement dynamique non linéaire du robot n'est donc pas parfaite et ce phénomène s'amplifie dans le cas d'un robot parallèle.

Dans l'optique d'améliorer les performances à haute vitesse, Fakhry [FW96] propose une commande en couple calculé Cartésienne visuelle. Le modèle géométrique direct est remplacé par la mesure visuelle et le modèle dynamique inverse est calculé à partir de la mesure proprioceptive. L'approche est intéressante car elle combine directement couple calculé et mesure extéroceptive. Cependant, il faut disposer d'une mesure extéroceptive rapide sans quoi il sera nécessaire d'utiliser un correcteur robuste de type prédictif par exemple.

Enfin, concernant l'asservissement visuel rapide, si l'on dispose d'une mesure rapide et précise et d'une boucle interne performante, il est possible de d'utiliser la vision pour modifier en temps réel la consigne de position comme le fait Liu [LHW⁺03] avec une

caméra classique.

Les techniques présentées ci-dessus sont généralement appliquées au robots sériels. Cependant, l'application aux robots parallèles, bien que pertinente [Dal07], est rare.

1.3.3 Et les robots parallèles ?

Les premiers travaux sur la vision artificielle appliquée aux robots parallèles en commande est mené par Tönshoff [TSI97]. La vision est alors utilisée pour des opérations de conditionnement sur une machine de type tripode. Elle permet de déterminer dans ce cas la situation de l'organe terminal par rapport à la pièce. Il ne s'agit pas vraiment d'asservissement visuel mais plutôt de look-and-move. Ici, la vision mesure la position relative de la cible par rapport à l'effecteur et une consigne de déplacement est générée pour un contrôleur de position classique.

Kino [KCY⁺99], Koreichi [KBC⁺98] et Kallio [KZK00] sont les premiers à utiliser l'asservissement visuel pour des robots parallèles. Il permet notamment de simplifier la commande en force d'un robot parallèle à câble [KCY⁺99]. Cependant les travaux ci-dessus appliquent directement les techniques classiques d'asservissement visuel 3D des robots sériels. Il n'y a donc pas d'adaptation aux spécificités des robots parallèles. En effet, les modèles cinématiques utilisés sont écrits en fonction des variables articulaires et non de la pose de l'effecteur. Néanmoins, dans ces travaux, les robots utilisés ont la particularité de posséder un modèle géométrique direct analytiquement défini. Ainsi, le choix de la modélisation articulaire peut-être correct. Dans le cas général où le modèle géométrique direct n'existe pas, une interrogation sur la pertinence d'une telle stratégie de commande se pose alors [And06, Dal07].

Les travaux actuellement menés en asservissement visuel sont toujours basés sur commande cinématique. Les performances obtenues en termes de vitesse et de suivi de trajectoire ne sont pas compatibles avec une tâche rapide comme le pick-and-place ou l'usinage. Il est alors nécessaire de passer à un asservissement visuel rapide comme le fait Gangloff pour les robots sériels [Gan99]. Ainsi, Angel [AST⁺07] propose un asservissement visuel rapide du robot parallèle RoboTenis, structure de type Delta. Une caméra à $120Hz$ et un contrôleur de position articulaire avec anticipation du comportement dynamique sont utilisés. Pour palier les différences de fréquence d'échantillonnage entre la mesure visuelle et la commande articulaire, un correcteur robuste de type prédictif est utilisé. Cependant, si les performances obtenues en termes de vitesse sont bonnes, la précision ne semble pas suffisante pour des applications classiques de robotique parallèle. En effet, pour des trajectoires à la vitesse de $1m.s^{-1}$, le suivi est d'environ $20mm$. Il reste donc encore une marge de progrès importante.

L'ensemble des stratégies de commandes présentées requièrent toujours l'utilisation d'un modèle de comportement du robot. Il faut donc maîtriser les techniques de modélisation afin de proposer une prédition et donc une régulation performante.

1.4 La modélisation pour la commande

La commande d'un système complexe que représente un robot, peut faire appel à certains modèles de comportement de ce dernier. Le but est soit de générer des consignes

ou des mouvements compatibles avec les contraintes propres aux robots, soit de prédire le comportement du robot pour le compenser de manière plus efficace. Il est donc primordial de connaître les différents modèles qui peuvent être utilisés et surtout les principales méthodes pour les obtenir. Dans le cas particulier de la commande, un modèle doit permettre une prédiction précise mais aussi être obtenu avec le moins de calculs possibles. Ainsi, tout calcul inutile pour le fonctionnement de la commande doit être supprimé. De plus, un modèle reste une représentation plus ou moins réaliste du comportement du robot à commander. Il faut donc effectuer un étalonnage du modèle pour assurer une commande la plus précise possible. Nous allons donc voir comment obtenir le modèle dynamique inverse nécessaire pour effectuer une commande par découplage non linéaire.

1.4.1 Les méthodes classiques

En commande, la modélisation dynamique d'un robot permet de relier les couples articulaires au déplacement du robot. Deux grandes méthodes sont possibles : énergie ou principe fondamental de la dynamique.

La méthode de Lagrange ou celle des travaux virtuels utilisent les équations de conservation de l'énergie. Il est alors possible de relier les couple articulaires aux variations d'énergie :

$$\Gamma_i = \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L}{\partial q_i} \quad (1.9)$$

Où $L = E - U$ est le lagrangien du système, E l'énergie cinétique, U l'énergie potentielle.

Il faut alors développer les expressions de $E = \frac{1}{2} \dot{q}^T A(q) \dot{q}^T$, A matrice d'inertie du système, et $U = - \sum M_i g^T P_i$. Cette méthode permet d'obtenir un modèle complet et précis, mais au prix d'onéreux calculs. Elle n'est pas recommandée pour être utilisée en commande [KD02], mais plutôt en simulation dynamique pour étudier les sollicitations sur les liaisons passives et la structure mécanique.

L'autre grande méthode est celle de Newton-Euler qui isole dynamiquement chaque corps du système. Cette méthode est très utilisée en robotique car elle peut être mise sous la forme d'un algorithme récursif [Pau81, LWP80a] très pratique dans un contexte de commande.

Cependant, les deux méthodes précédentes sont avant tout adaptées à la robotique serielle. Elles peuvent être relativement difficiles à utiliser dans le cas d'un robot parallèle notamment en raison du nombre important de chaîne cinématique et des contraintes de fermeture. Ainsi, une adaptation aux robots parallèles est nécessaire afin de rendre la modélisation dynamique plus aisée.

Dans un premier temps, il est possible d'utiliser un modèle simplifié ne prenant en compte que les inerties de l'effecteur et des actionneurs [PUDF90] :

$$\Gamma = I_{act} \ddot{q} + D^T I_{eff} (\ddot{X} - g) \quad (1.10)$$

où I_{act} est la matrice d'inertie des actionneurs et I_{eff} la matrice d'inertie de l'effecteur.

Ainsi, le modèle peut être exprimé en fonction de la pose de l'effecteur et donc avoir une expression simple [DC99]. Cependant, comme il a été montré précédemment, l'utilisation de ce modèle dans une commande en couple calculé requiert souvent une loi de commande robuste [VPP03]. Il semble donc que l'influence des jambes doit être prise en

compte, et notamment dans le cas de robot avec des jambes ayant une inertie importante (comme l'Isoglide-4 T3R1 [Gog04]). C'est pourquoi nous préférons nous focaliser sur une méthode prenant en compte tout la structure du robot.

1.4.2 Une méthode en particulier

La solution retenue est de voir un robot parallèle comme une structure arborescente [Tsa00, DC99, KI04]. Il est alors possible de séparer l'action de la plateforme et des jambes (vues comme des robots sériels indépendants). L'ensemble des contributions dynamiques sont calculées au niveau de l'effecteur et ramenées dans l'espace des actionneurs. Nous retiendrons particulièrement la formulation proposée par Khalil [KI04] :

$$\Gamma = D^T \left(\mathbb{F}_P + \sum_{i=1}^n J_{pi}^T J_i^{-T} \Gamma_i(q_i, \dot{q}_i, \ddot{q}_i) \right) \quad (1.11)$$

où :

- Γ représente les efforts développés sur les axes des actionneurs
- \mathbb{F}_P représente la contribution de l'effecteur
- $\Gamma_i(q_i, \dot{q}_i, \ddot{q}_i)$ représente le modèle dynamique d'une jambe vue comme un robot sériel seul
- J_i est la jacobienne de la jambe qui permet de ramener H_i en bout de jambe
- J_{pi} est une matrice jacobienne qui permet d'exprimer l'effort appliqué par la jambe sur l'effecteur

Le calcul de H_i peut être fait de manière énergétique [Tsa00, CPP06] ou par la méthode de Newton-Euler [DC99, KI04].

Guegan [Gue03] a implémenté cette méthode sur l'Orthoglide [WC00] pour l'identification et la commande en couple calculé. Il commence par déterminer la pose, la vitesse et l'accélération de l'effecteur par l'intermédiaire des modèles géométrique, cinématique et cinématique d'ordre deux directs. La présence d'un MGD analytique simplifie grandement cette phase de calcul. A partir de la pose de l'effecteur, Guégan détermine ensuite les variables articulaires passives par l'intermédiaire de matrices de rotation-translation et d'un paramétrage DHKK [KK86]. Il détermine la dynamique des jambes grâce à l'algorithme de Paul [Pau81] qui possède deux récurrences : avant allant des actionneurs vers l'effecteur et arrière allant de l'effecteur vers les actionneurs. Le modèle dynamique des jambes est ensuite projeté sur la plateforme mobile. Après ajout de la dynamique de l'effecteur, la dynamique résultante est reprojetée dans l'espace articulaire actif. Par conséquent cette méthode fait un nombre important de passages entre espace Cartésien et espace articulaire, 6 pour être précis (voir Figure 1.20).

1.5 L'identification pour plus de précision

Un modèle est une représentation plus ou moins approchée du comportement réel du robot. La modélisation est souvent basée sur le modèle CAO du robot qui est considéré comme l'image parfaite de la réalité. Généralement, le montage est considéré comme n'ayant aucun défaut (perpendicularité respectée, dimensions exactes...). En réalité, lors

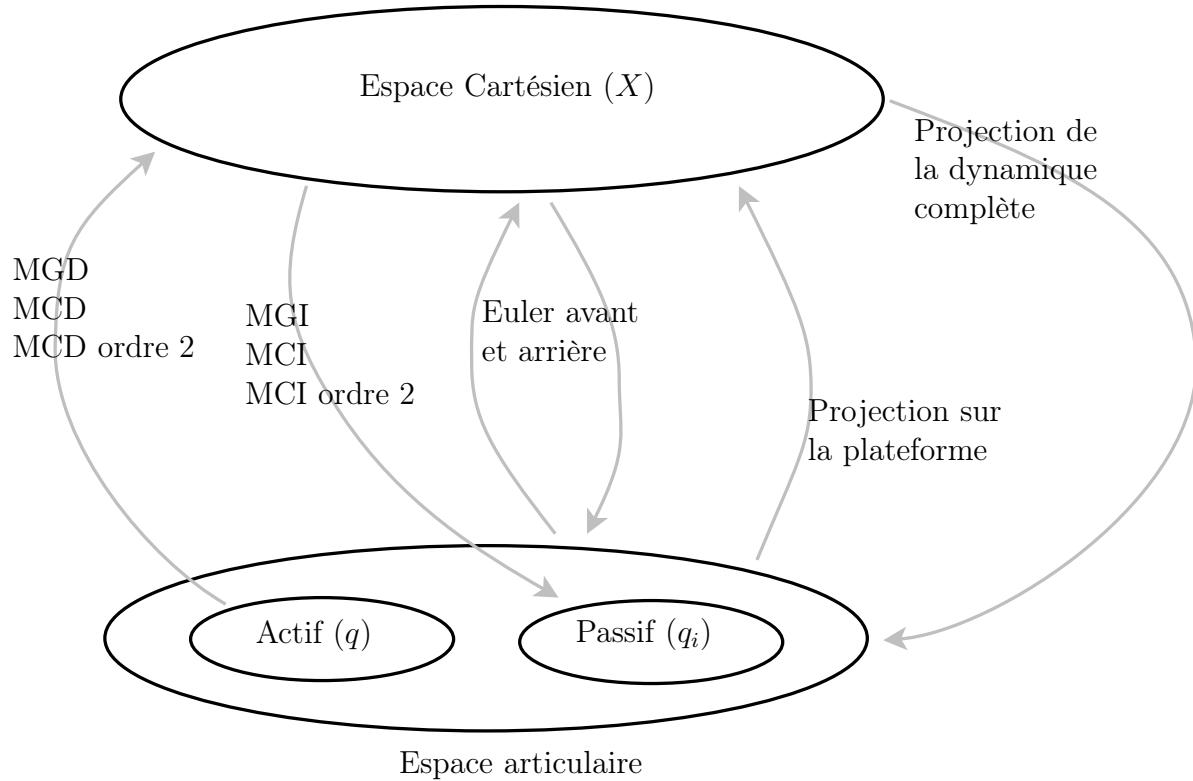


FIG. 1.20 – *Implémentation du MDI selon Guégan [Gue03] : un nombre important d'aller-retours entre Cartésien et articulaire*

de la fabrication et l'assemblage des pièces du robot, il y a toujours des défauts qui apparaissent. Le modèle utilisant alors les paramètres issus de la CAO perd en précision. Or, pour une commande par modèle précise, il est nécessaire d'utiliser des modèles prédisant avec le plus de fidélité possible le comportement réel du robot. Il est donc nécessaire d'établir ou d'identifier le modèle, c'est-à-dire de trouver le jeu de paramètres qui minimise l'erreur entre comportement prédict par le modèle et comportement réel. De manière générale, seuls les modèles géométrique et dynamique sont établis quand ils sont utilisés en commande, avec pour chacun une méthode particulière. L'établissement géométrique, qui permet d'améliorer la précision de la pose de l'effaceur, est basé sur une minimisation non linéaire. L'établissement dynamique, qui permet d'améliorer le suivi de trajectoire, est basé sur une minimisation linéaire.

Étalonnage géométrique

L'établissement géométrique consiste donc à déterminer le jeu de paramètres géométriques en rapport avec la réalité. Pour réaliser cette opération, il faut tout d'abord récolter les mesures nécessaires : variables articulaires et pose de l'effaceur. Si la mesure des variables articulaires est évidente, la mesure de la pose de l'effaceur l'est beaucoup moins. En effet, pour une identification précise, il est nécessaire de disposer d'informations précises sur l'effaceur. Les moyens proposés sont relativement nombreux : inclinomètres [BK99], laser-tracker [NBHW00] (ici pour un robot sériel mais aisément transposable à un robot parallèle), métrologie sur pièce usinée [CDRH06] ou vision arti-

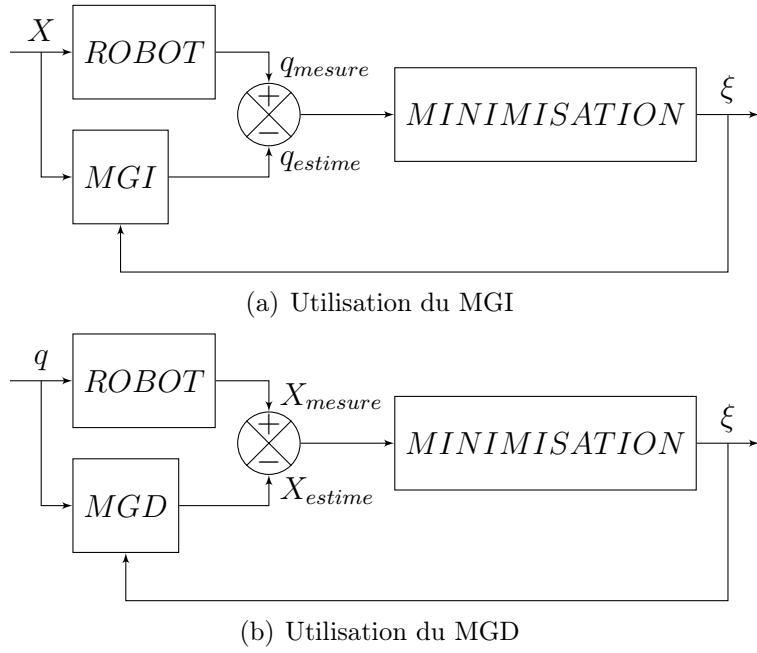


FIG. 1.21 – Processus d'étalonnage géométrique

ficielle [RALD06]. Le choix de la mesure dépend de la précision recherchée, de facilité de mise en oeuvre ou encore de l'application visée. Afin de réaliser un étalonnage correct, il est nécessaire de balayer un maximum de configurations reflétant au mieux l'espace de travail [Ren03].

Une fois les mesures effectuées de manière correcte, il faut alors trouver le jeu de paramètres géométriques qui minimise l'erreur entre comportement prédict et comportement réel. Il est possible d'utiliser le modèle géométrique inverse [ZYM98] (Figure 1.21(a)) ou direct [WM93] (Figure 1.21(b)) :

$$\xi_{identifie} = \operatorname{argmin}_{\xi} (MGI(X_{mesure}, \xi) - q_{mesure}) \quad (1.12)$$

ou

$$\xi_{identifie} = \operatorname{argmin}_{\xi} (MGD(q_{mesure}, \xi) - X_{mesure}) \quad (1.13)$$

où ξ est l'ensemble des paramètres géométriques utiles.

Dans le cas des robots parallèles, l'utilisation du modèle inverse est préférable car il conduit généralement à une expression analytique de l'erreur [BK99] ce qui simplifie les calculs de minimisation.

Il reste alors à choisir l'algorithme de minimisation des classiques moindres carrés [KD02] à l'analyse par intervalle [Dan99, DACP06].

Identification dynamique

L'identification dynamique diffère de l'étalonnage géométrique puisque le modèle dynamique est linéaire en les paramètres dynamiques [KD02]. Les calculs sont donc plus simples. Cependant, la mise en oeuvre expérimentale est souvent plus ardue. Il faut tout d'abord disposer de mesures précises, rapides et présentant un minimum de bruit. En général, seuls les capteurs articulaires sont utilisés [GKL03, VPM⁺03] mais il est

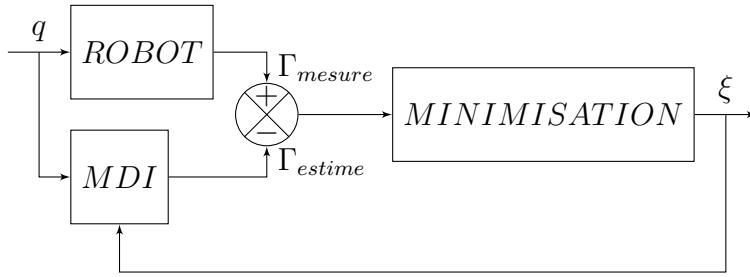


FIG. 1.22 – Identification dynamique

possible d'utiliser une mesure extéroceptive comme la vision [RVA⁺06] ou l'accéléromètre [PGP02]. En pratique, il est souvent nécessaire de recourir à un filtrage des signaux, notamment de l'accélération, qui nécessite une bonne connaissance du traitement du signal [KD02, Gue03, Viv04, GP01]. Enfin, il est important de réaliser une excitation correcte des paramètres du modèle notamment en balayant l'espace de travail à des vitesses différentes avec des trajectoires bien choisies [GK92].

L'identification dynamique consiste à trouver le jeu de paramètres dynamiques qui minimisent l'erreur entre les couples articulaires mesurés et les couples calculés avec le modèle dynamique inverse et les mesures articulaires (Figure 1.22). En réécrivant le modèle dynamique sous la forme d'une matrice d'observation que multiplie les paramètres dynamiques, il est facile d'obtenir le jeu de paramètres recherché au sens des moindres carrés [GP01, GKL03] :

$$\xi_{identifie} = W^+(q, \dot{q}, \ddot{q}, \xi_{dyn}) \Gamma_{mesure} \quad (1.14)$$

où ξ_{dyn} est l'ensemble des paramètres dynamiques utiles.

Il est possible d'améliorer l'identification en rejetant les paramètres mal identifiés [KD02, Gue03] ou en utilisant des probabilités pour prédire l'influence du bruit [VPP03].

En résumé, la commande, la modélisation et l'identification des robots parallèles garde à l'heure actuelle le même esprit que celui utilisé pour les robots sériels. En effet, l'espace articulaire reste toujours privilégié. Ainsi, pour réaliser une tâche dans l'espace Cartésien, la démarche consiste souvent à travailler d'abord dans l'espace articulaire puis d'essayer de remonter à l'espace Cartésien. Ceci reste vrai même dans le cas d'une commande utilisant une mesure extéroceptive dans l'espace Cartésien. Cependant, il souvent difficile de contrôler le comportement du robot dans l'espace Cartésien uniquement en se basant sur l'espace articulaire. Par conséquent, les performances actuelles en terme de vitesse et de précision ne sont pas toujours au niveau de celles attendues. Ainsi, il est nécessaire de changer de point de vue pour la modélisation, la commande et l'identification des robots parallèles.

1.6 Un contexte local : MICMAC

Ces travaux de thèse font suite à une réflexion menée par Andreff [And06] sur la commande référencée capteur (ici la vision) des robots parallèles. Cette réflexion trouve sa source dans l'asservissement visuel à partir des droites [And99]. En effet, en asservissant non pas la position de l'effecteur comme dans un asservissement visuel 3D classique, mais

uniquement la direction des droites supports des éléments de la chaîne cinématique d'un robot sériel, il est possible d'assurer une régulation performante dans l'espace Cartésien. De plus, la direction de ces droites est directement mesurable dans l'image 2D. Il n'y a donc pas de reconstruction 3D parfois coûteuse en temps de calcul. Or, il semble que ce type d'asservissement soit particulièrement adapté aux robots parallèles comme le montre Dallej [Dal07].

En effet, l'espace naturel de modélisation et de commande d'un robot parallèle semble être l'espace Cartésien, au moins en ce qui concerne la géométrie et la cinématique [Dal07]. Ainsi, l'asservissement visuel 3D semble être pertinent pour la commande des robots parallèles puisqu'il est effectué directement dans l'espace Cartésien. Néanmoins, dans un souci de cohérence il est alors nécessaire de modéliser le robot dans l'espace Cartésien [Dal07]. Il apparaît alors que la modélisation géométrique et cinématique d'un robot parallèle dans l'espace Cartésien font intervenir la géométrie des droites [Ren03, Dal07]. Ainsi, les modèles génériques élaborés font intervenir une redondance métrologique par l'ajout d'informations contenues dans la direction des droites considérées. Par conséquent, la résolution du problème géométrique direct est possible sans pluralité de solutions, conformément aux travaux de Marquet [MKCP01]. En ne regardant que la direction des avant-bras, il n'y a alors qu'une solution possible. Il devient alors intéressant d'élaborer une commande à partir de ces droites.

Toutefois, l'asservissement visuel à partir des droites amène le problème récurrent de l'occultation possible des jambes entre elles [Dal07]. Pour cela, une caméra placée au centre du mécanisme et un asservissement sur les limbes, c'est-à-dire l'enveloppe des avant-bras considérés comme cylindriques, représente une alternative intéressante [Dal07].

L'asservissement à partir des jambes fait donc appel à un modèle particulier de la structure du robot qu'il faut étalonner. Les travaux de Renaud ont montré que l'étalonnage à partir des droites et des limbes amène à des résultats pertinents [Ren03, RALD06]. En effet, le recours aux droites simplifie la modélisation d'un robot parallèle et donc l'identification. En nécessitant moins de calcul, l'identification géométrique référencée vision est alors plus performante qu'une identification classique [Ren03]. Il en est de même avec l'identification dynamique en utilisant la pose complète de l'effecteur [Ren03]. Cependant, il reste encore à en montrer les améliorations lorsque ce concept est implémentée dans une commande adaptée.

En effet, les travaux Dallej sont exclusivement cinématiques [Dal07]. Ainsi, la dynamique de la structure en mouvement est négligée et les mouvements effectués sont alors quasi-statiques. Il est alors difficile de répondre aux attentes actuelles en terme de vitesse. Il est alors nécessaire d'élargir l'asservissement à partir des droites à la commande dynamique. Ceci impose également d'appliquer la modélisation générique de Dallej à la dynamique.

1.7 Problématique et positionnement de la thèse

Les techniques actuelles de modélisation, d'identification et de commande des robots parallèles ne permettent pas d'utiliser au mieux ces structures performantes [Mer02]. En effet, les approches proprioceptives et extéroceptives souffrent chacune de défauts liés à la précision et/ou à la vitesse d'exécution d'une tâche Cartésienne. Les approches pro-

prioceptives restent basées sur une vision articulaire du robot, adaptée aux robots sériels mais pas aux robots parallèles. Les approches extéroceptives proposent une commande dans l'espace Cartésien plus adaptée aux mécanismes à structure parallèle. Toutefois, les commandes ne prennent pas en compte le comportement dynamique de la structure, ce qui ne permet pas une utilisation pour des applications rapides.

La question qui se pose est la suivante : est-il possible d'améliorer la précision des robots parallèles en repensant en partie les lois de commandes issues de la robotique serielle et souvent peu adaptées aux spécificités des robots parallèles ? Et la question sous-jacente suivante : est-il judicieux d'utiliser une commande basée sur les capteurs articulaires ou plutôt une commande basée sur un capteur extéroceptif ?

Cette thèse explore donc de nouvelles pistes sur la commande dynamique des robots parallèles en prenant en compte les particularités d'un robot parallèle qui le rendent différent d'un robot sériel et rendent donc les commandes classiques inadaptées. La position de cette thèse quant à la problématique est d'utiliser des modèles Cartésiens, définis en fonction de la pose l'effecteur, dans une commande Cartésienne. Le problème posé par le modèle géométrique est alors résolu en utilisant la vision rapide comme mesure extéroceptive.

Chapitre 2

Contributions pour l'élaboration d'un MICMAC dynamique

Sommaire

2.1	Un esprit Cartésien	43
2.2	Reformulation du modèle dynamique dans l'espace Cartésien en fonction de la pose de l'effecteur	45
2.3	La commande dynamique des robots parallèles revue et corrigée	51
2.4	Conclusions du chapitre	66

Ce chapitre explore de nouvelles voies pour la commande dynamique des robots parallèles en partant du constat simple qu'il faut avant tout déterminer l'espace de modélisation et de commande adéquat. Ce choix d'espace est notamment lié aux variables qui décrivent au mieux le comportement du robot (d'un point de vue géométrique, cinématique et dynamique). Ainsi, il devient nécessaire d'élaborer une technique de modélisation en conséquence ou de reformuler une méthode existante de manière pertinente. Il faut également se poser la question de l'identification des paramètres des modèles obtenus. Enfin, les modèles de comportement étant correctement déterminés et exprimés, il convient alors de déterminer des stratégies de commande pertinentes utilisant une mesure ou une observation des variables nécessaires. Nous retracçons donc toute cette démarche dans ce chapitre pour aboutir à une stratégie de commande adaptée au robots parallèles. Les améliorations théoriques par rapport aux méthodes classiques sont alors démontrées.

2.1 Un esprit Cartésien

Un robot sériel est défini par des modèles géométriques et cinématiques directs analytiques et des modèles inverses estimés numériquement [KD02]. Il est alors possible de connaître complètement le comportement géométrique, cinématique et dynamique du robot à partir des seules variables articulaires actives. Ces variables constituent donc l'état du robot. Ainsi, la modélisation et la commande dans l'espace articulaire sont donc tout à fait pertinentes. Celles-ci sont généralement directement réutilisées pour les robots parallèles puisque les outils de la robotique parallèle découlent directement des connaissances

de la robotique serielle. Un robot parallèle est-il, comme son homologue sériel, complètement défini dans l'espace articulaire ?

Pour un robot parallèle, la réponse est souvent non. En effet, en se référant au principe de dualité sériel/parallèle [WH91, Bru99], le modèle géométrique direct n'existe généralement pas. Il est donc difficile de connaître la pose de l'effecteur à partir des variables articulaires.

Une bonne illustration de la complexité du problème direct est sans doute la plate-forme de Gough-Stewart donc le problème direct possède jusqu'à 40 solutions [Hus94, Mer90]. Certaines solutions sont complexes, d'autres sont irréalisables, ce qui permet une première élimination. Les solutions possibles restantes sont appelées modes d'assemblage [Mer00]. Le choix entre les modes d'assemblage peut découler de contraintes géométriques ou d'un choix arbitraire [Mer00]. Ainsi, pour résoudre le problème direct, il est de coutume d'utiliser des méthodes itératives [Mer00, Mer04, ST05]. L'initialisation et la méthode de résolution sont alors primordiales pour assurer la précision et la fiabilité de l'estimation de pose de l'effecteur. Il est également possible de simplifier le choix entre les modes d'assemblage par l'ajout de capteurs additionnels, ou redondance métrologique [Mar02, MCKP02, BA00]

Néanmoins, la résolution du problème direct peut être problématique au voisinage des singularités [Mer04]. En effet, la jacobienne inverse présente alors une chute de rang. Les algorithmes d'estimation de pose, qui utilisent principalement l'inversion numérique de cette matrice, peuvent rapidement diverger. Cette sensibilité aux singularités peut être aggravée par la présence de bruit, des problèmes d'étalonnage et des erreurs de modèle.

Par conséquent, il est difficile de dire que les variables articulaires actives définissent parfaitement la configuration d'un robot parallèle. En effet, il est difficile de remonter à la pose de l'effecteur et donc à l'action du robot sur son environnement. Inversement, la pose de l'effecteur peut définir l'ensemble du comportement du robot.

En effet, puisque dans le cas général le modèle géométrique inverse existe et non le modèle direct, c'est la pose de l'effecteur qui définit les variables articulaires actives et non le contraire. Ceci n'est pas vérifié dans quelques cas particuliers, comme le 3-RRR, où le modèle géométrique inverse peut en effet posséder plusieurs solutions mécaniquement admissibles constituant des modes de fonctionnement [CW98]. Le choix entre ces différentes solutions est généralement imposé par le montage du robot (configuration possible ou impossible) ou par choix arbitraire.

Si le modèle géométrique inverse existe, c'est alors le torseur cinématique de l'effecteur qui impose les vitesses articulaires. Sur ce point, la matrice associée au modèle cinématique inverse est exprimée de manière plus simple en fonction de la pose de l'effecteur [And06] et non en fonction des variables articulaires actives comme il est de coutume en robotique serielle. Et enfin, le modèle dynamique est exprimé de manière plus simple et plus naturelle dans l'espace Cartésien en fonction de la pose de l'effecteur [DC99, CPP06, KI04].

Effectivement, le comportement dynamique d'un robot parallèle est régi par le mouvement de son effecteur et de ses jambes. Or, le mouvement des jambes dépend à la fois des variables articulaires et du mouvement de l'effecteur. Comme les variables articulaires dépendent de la pose de l'effecteur, il donc correct de dire que le mouvement des jambes dépend seulement du mouvement de l'effecteur. Par conséquent, il est plus naturel d'écrire le modèle dynamique dans l'espace Cartésien et en fonction de la pose de l'effecteur.

Il est même possible d'obtenir une expression analytique du modèle dynamique inverse liant efforts Cartésiens et mouvement de l'effecteur [DC99]. Ceci permet de prendre en compte la dynamique complète du robot et de recourir à des simplifications a posteriori et non a priori comme il est souvent fait. De plus, le coût de calcul est alors minimal [DC99, KI04] assurant donc de bonnes performances en terme de temps de calcul. Enfin, comme le modèle peut être analytique, une bonne fiabilité et bonne précision de calcul peuvent également être assurées.

Ainsi, la pose de l'effecteur peut être considérée comme la donnée minimale à connaître pour décrire le comportement d'un robot parallèle et donc le commander complètement. Seuls certains robots parallèles, comme l'Isoglide-4 T3R1 [Gog04], qui possèdent un modèle géométrique analytique, peuvent être décrits à partir des seules variables articulaires.

Modéliser un robot parallèle dans l'espace Cartésien en fonction de la pose de l'effecteur semble donc être la méthode la plus naturelle. Cependant, dans un contexte de commande, il est très rare de voir des modèles Cartésiens [Gue03, CPP06]. De plus, lorsque ceux-ci sont utilisés, ils ne sont quasiment jamais exprimés en fonction de la pose de l'effecteur [CPP06]. Comment faire pour utiliser efficacement la pose de l'effecteur dans le modèle dynamique inverse utilisé dans la commande en couple calculé ?

2.2 Reformulation du modèle dynamique dans l'espace Cartésien en fonction de la pose de l'effecteur

De plus en plus de travaux s'accordent à dire que l'espace le plus naturel pour le modèle dynamique d'un robot parallèle est l'espace Cartésien [DC99, Tsa00, KI04]. Cependant, si le modèle est effectivement défini dans cet espace, il n'est pas ou peu exprimé directement en fonction de la pose de l'effecteur. En effet, de par son utilisation en commande articulaire, le modèle dynamique Cartésien est souvent exprimé en fonction des variables articulaires. Il y a donc utilisation implicite de transformations qui peuvent s'avérer inutiles. Nous proposons donc de reformuler l'Equation 1.11 pour obtenir une expression uniquement fonction de la pose de l'effecteur.

2.2.1 Reformulation du modèle dynamique

Tout d'abord, dans une utilisation orientée commande articulaire, nous avons vu que l'Equation 1.11 est généralement implémentée comme présenté par la Figure 1.20. Il apparaît une multitude de calculs notamment au moment du passage articulaire vers Cartésien puis Cartésien vers articulaire. De plus, par habitude de la robotique serielle, les variables articulaires passives sont complètement calculées et le modèle dynamique des jambes est laissé sous la forme de l'algorithme de Paul [LWP80a, Pau81]. Nous allons donc montrer que certains calculs sont inutiles et proposer une mise en oeuvre de l'Equation 1.11 plus simple. Pour plus de clarté, nous travaillons terme par terme : modèle dynamique de l'effecteur, modèle dynamique des jambes et enfin modèle dynamique du robot :

$$\Gamma = D^T \underbrace{\left(\mathbb{F}_P + \sum_{i=1}^n J_{pi}^T J_i^{-T} \underbrace{\Gamma_i(q_i, \dot{q}_i, \ddot{q}_i)}_{Jambes} \right)}_{Robot} \quad (2.1)$$

Dynamique de l'effecteur

Tout d'abord, il est possible d'écrire simplement la dynamique de l'effecteur de la manière suivante :

$$\mathbb{F}_P = A_P(X) \ddot{X} + H_P(X, \dot{X}) \quad (2.2)$$

où A_P est la matrice d'inertie de l'effecteur, H_P le vecteur des force de Coriolis, centrifuge et de gravité. Sous cette écriture, ces termes ont une expression analytique. En effet, le mouvement de la plateforme est donné par la pose de l'effecteur et ses dérivées temporelles.

Dynamique des jambes

Le modèle dynamique des jambes peut être écrit sous la formulation de Lagrange :

$$\Gamma_i = A_i(q_i) \ddot{q}_i + H_i(q_i, \dot{q}_i) \quad (2.3)$$

Ainsi, il est possible de réécrire la dynamique de jambe en se basant sur les travaux de Khatib [Kha87] :

$$\Gamma_i = A_i(q_i)(J_{Xi}(q_i, X) \ddot{X} + \dot{J}_{Xi}(q_i, X) \dot{X}) + H_i(q_i, \dot{q}_i) \quad (2.4)$$

où :

- A_i est la matrice d'inertie de la jambe i , dépendant des variables articulaires passives
- H_i est le vecteur des forces de Coriolis, centrifuges et de gravité, dépendant des variables articulaires passives
- $J_{Xi} = J_i J_{pi}$ est la matrice jacobienne de la jambe dans le repère Cartésien, elle dépend des variables articulaires passives (J_i) mais aussi de la pose de l'effecteur (J_{pi})

Dynamique complète du robot

Il est alors possible de réutiliser l'Equation 2.2 et l'Equation 2.4 dans l'Equation 1.11 de la dynamique du robot :

$$\Gamma = D_{inv}^{-T}(X) \left((A_P(X) + A_{Xi}(q_i, X)) \ddot{X} + H_P(X, \dot{X}) + H_{Xi}(q_i, \dot{q}_i, X, \dot{X}) \right) \quad (2.5)$$

où :

- $A_{Xi}(q_i, X) = \sum_{i=1}^n J_{Xi}^T(q_i, X) A_i(q_i) J_{Xi}(q_i, X)$ est la matrice d'inertie des jambes exprimée dans le repère Cartésien

– $H_{Xi}(q_i, \dot{q}_i, X, \dot{X}) = \sum_{i=1}^n \left(J_{Xi}^T(q_i, X) H_i(q_i, \dot{q}_i) + J_{Xi}^T(q_i, X) A_i(q_i) \dot{J}_{Xi}(q_i, X, \dot{X}) \dot{X} \right)$ est le vecteur des forces de Coriolis, centrifuges et de gravité exprimés dans le repère Cartésien

Il faut noter que nous préférons ici utiliser la notation D_{inv}^{-1} qui a plus de sens pour un robot parallèle que D qui n'existe généralement pas.

Tous les termes de l'Equation 2.5, hormis D_{inv}^{-T} , ont généralement une expression analytique. Il est donc possible d'obtenir une expression minimale en regroupant un maximum de termes, voir de faire des simplifications à posteriori.

A première vue, ce modèle ne semble pas être uniquement fonction de la pose de l'effecteur et de ses dérivées temporelles. En effet, il reste toujours les variables articulaire q_i . Cependant, il faut rappeler que ces variables peuvent être analytiquement exprimées en fonction de la pose de l'effecteur. Finalement, il n'est donc pas interdit d'écrire l'Equation 2.5 uniquement en fonction de la pose de l'effecteur et de ses dérivées temporelles :

$$\Gamma = D_{inv}^{-T}(X) \left((A_P(X) + A_{Xi}(X)) \ddot{X} + H_P(X, \dot{X}) + H_{Xi}(X, \dot{X}) \right) \quad (2.6)$$

Il est enfin possible de regrouper les contributions de l'effecteur et des jambes en un seul terme :

$$\Gamma = D_{inv}^{-T}(X) \left(A_{P+Xi}(X) \ddot{X} + H_{P+Xi}(X, \dot{X}) \right) \quad (2.7)$$

Ceci n'a pas un grand intérêt d'un point de vue compréhension du modèle. Cependant, il est alors possible d'obtenir une implémentation très simple du modèle dynamique permettant de garantir un temps de calcul minimal. De plus, quand la matrice jacobienne directe est définie, il est préférable d'utiliser une expression analytique du modèle dynamique. En effet, le recours à la matrice D analytique permette de filtrer les contributions dynamiques sans influence. L'expression et donc l'implémentation du modèle dynamique peuvent être simplifiées.

Simplification des calculs

Il également possible d'aller plus loin dans la simplification des calculs en regardant comment sont utilisées les variables articulaires dans les matrices A_i , H_i et J_i . En effet, elles n'interviennent que lorsqu'elles caractérisent une articulation rototoïde. Dans le cas d'une liaison prismatique, il n'y a simplement que le terme unité. Dans le cas d'une liaison rototoïde, les termes présents sont des fonctions trigonométriques des variables articulaires (sinus, cosinus voir tangente). Or ces fonctions trigonométriques sont généralement des fonctions triviales de la pose de l'effecteur (souvent une forme quadratique issue du théorème de Pythagore généralisé). Il est donc possible d'écrire très simplement le modèle dynamique en fonction de la pose de l'effecteur sans recourir à des inversions inutiles de fonctions trigonométriques.

Résumé

Nous proposons donc une reformulation du modèle dynamique utilisé par Khalil et Guégan (Equation 1.11) dans l'optique d'une utilisation en commande Cartésienne. Tous les termes sont exprimés uniquement en fonction de la pose de l'effecteur. Le modèle

	Méthode classique	Méthode proposée
Calcul de X, \dot{X} et \ddot{X}	Par modèles directs	Mesure
Calcul des q_i	Complet	Simplifié (fonctions trigonométriques uniquement)
Calcul de \dot{q}_i et \ddot{q}_i	Par modèles dépendant des q_i estimées	Par modèles dépendant de X mesurée
Calcul de Γ_i	Par l'algorithme de Newton-Euler	Par un modèle dynamique Cartésien analytique
Projection dans l'espace Cartésien	Par $J_{pi}^T(X)J_i^T(q_i)$	
Projection dans l'espace articulaire actif	Par $D^T(q)$	Par $D_{inv}^{-T}(X)$

 TAB. 2.1 – *Mise en oeuvre comparée des deux méthodes de modélisation dynamique*

dynamique de jambes utilisé est exprimé de manière analytique et non sous la forme de l'algorithme de Paul. Les variables articulaires décrivant des liaisons rotoides ne sont pas complètement déterminées puisque seules les fonctions trigonométriques sont utilisées. Il serait alors intéressant de comparer l'implémentation faite par Guégan et notre implémentation.

2.2.2 Comparaison des méthodes

Le Tableau 2.1 montre la mise en oeuvre comparée des deux méthodes. Les différences principales viennent de l'estimation des variables articulaires passives (calculs simplifié et pas de propagation des erreurs d'estimations) et de l'estimation du comportement dynamique des jambes (modèle Cartésien analytique). Ainsi, d'un point de vue strictement quantitatif, le nombre d'allers-retours entre espace articulaire et espace Cartésien est réduit ou simplifié (il suffit de comparer la Figure 1.20 et la Figure 2.1). Par conséquent, le temps de calcul et les erreurs de modèle devraient être diminués.

Pour le vérifier, nous avons utilisé les deux méthodes pour l'Orthoglide [WC00]. Le détail des calculs est donné en Annexe A. Pour une comparaison plus juste, seul les calculs dans l'espace Cartésien sont comparés. Le recours au modèle géométrique direct dans la méthode classique de Guégan est donc supprimé. Ainsi, les différences viennent uniquement du calcul des variables passives et du calcul de la dynamique des jambes. Nous avons également implémentés notre méthode de deux façons :

- 1 Tous les termes sont calculés séparément (J_i , J_{pi} , A_i , C_i , G_i et \mathbb{F}_P)
- 2 Les contributions dynamiques des jambes et de l'effecteur sont regroupées (Equation 2.7)

Le Tableau 2.2 donne des chiffres de comparaison entre la méthode classique et nos modifications. Le gain en terme d'opérations utilisées est effectivement visible sur le calcul des variables passives (pas de calculs trigonométriques) et sur l'estimation du com-

	Méthode Guégan	Méthode proposée - Termes séparés	Méthode proposée - Termes regroupés
Calcul des variables passives	2'+' 9''* 6 inversions trigonométrique et 3 trigonométriques	22'+' 38''*	9'+' 16''*
Calcul des matrices J_i	9'+' 30''*	9'+' 30''*	9'+' 30''*
Dynamique de la plateforme	1'+' 3''*	1'+' 3''*	1'+' 3''*
Dynamique des jambes	194'+' 245''*	123'+' 274''*	90'+' 207''*
Temps de calcul (s)	0.02	0.01	0.005

TAB. 2.2 – Comparaison entre terme de nombre d'opérations et de temps de calcul (sous MATLAB) pour la méthode utilisée par Guégan [Gue03] et deux versions de la méthode proposée

portement dynamique des jambes. Ainsi, le simple fait d'utiliser l'expression analytique regroupée du modèle complet et de ne pas recourir aux inversions trigonométriques permet de diviser le temps de calcul par 4 par rapport à la méthode classique. Ceci est donc intéressant d'un point de vue commande puisque il sera possible d'augmenter les fréquences d'échantillonnage et donc de permettre des vitesses plus importantes. Il faut noter que les temps de calcul du Tableau 2.2 sont donnés pour une implémentation sous MATLAB et ne préfigure en rien les temps de calcul expérimentaux. Pour l'Orthoglide, ceux-ci sont inférieurs à 2.5 ms et pour l'Isoglide-4 T3R1 à 1ms.

Il peut alors être intéressant de regarder la sensibilité des différents algorithmes de calculs aux variations de paramètres. Nous ne mettrons pas ici les résultats car il apparaît alors que tous les modèles ont la même sensibilité par rapport aux erreurs de paramètres. Il n'y a pas d'améliorations à espérer en terme de robustesse aux erreurs de modèles. Il est facile de le comprendre puisque notre méthode évite simplement les calculs inutiles et sans influence sur la prédiction du comportement dynamique du robot.

Par conséquent, il ne s'agit bien que d'une reformulation plutôt qu'une nouvelle méthode de modélisation dynamique. Cette reformulation est plus performante dans un contexte de commande rapide que la formulation originale. Cependant, partant des mêmes formules, la reformulation n'améliore pas la robustesse aux erreurs de modèles.

Enfin, il faut noter que le modèle dynamique obtenu est directement écrit dans l'espace Cartésien à l'inverse des travaux de Khatib [Kha87]. En effet, dans la méthode proposée par Khatib, le modèle dynamique inverse est d'abord exprimé dans l'espace articulaire et projeté dans l'espace Cartésien par l'intermédiaire de transformations directes. Dans le cas d'un robot parallèle, ceci implique donc un recours aux transformations numériques rendant la méthode peu pertinente dans ce cas.

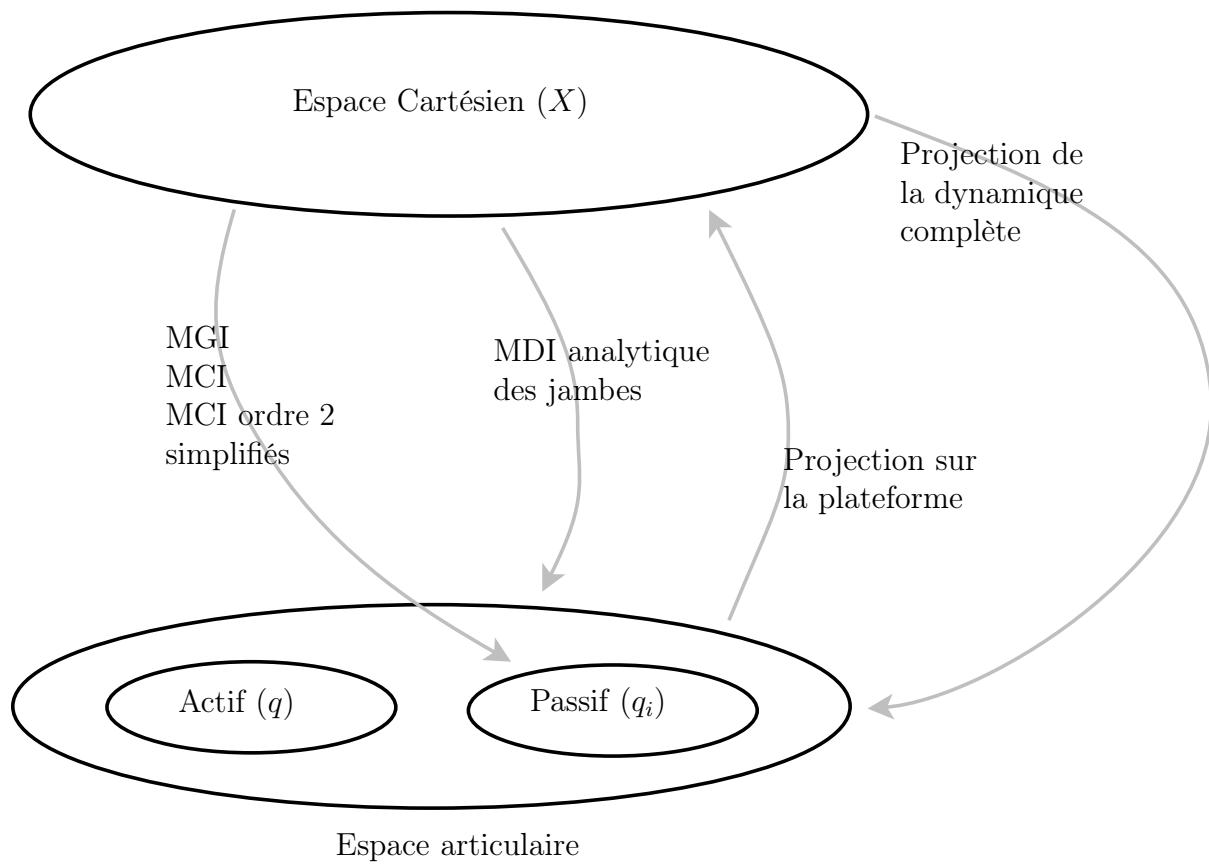


FIG. 2.1 – Une implémentation simplifiée du MDI qui diminue les allers-retours entre Cartésien et articulaire par rapport à la Figure 1.20

2.2.3 Conclusion sur la modélisation

La modélisation dynamique d'un robot parallèle est donc plus pertinente si elle est effectuée dans l'espace Cartésien. Le modèle obtenu doit alors être exprimé en fonction de la pose de l'effecteur. Il en résulte des simplifications intéressantes en terme de coût de calcul.

Un point qu'il est alors intéressant de relever est l'impact de notre méthode de modélisation sur l'identification dynamique. En utilisant, un modèle dépendant uniquement de la pose, il est possible d'envisager une identification dynamique utilisant uniquement une mesure extéroceptive et une mesure des couples articulaires actifs. Les codeurs moteurs ne sont plus utiles. En faisant cela, il n'y a aucun recours à des transformations directes numériques qui pourraient perturber la procédure d'identification.

En allant plus loin, il est possible d'envisager, lorsque seul le modèle dynamique est utilisé dans la commande, une seule étape d'étalonnage utilisant uniquement une mesure extéroceptive. En effet, l'identification des paramètres géométriques ayant une influence sur le comportement dynamique peut être incluse dans la phase d'identification dynamique. Il n'est plus nécessaire de recourir au classique étalonnage géométrique et surtout de ne plus recourir au codeur articulaires.

Ces propositions restent actuellement au rang de perspectives car l'implémentation d'une seule phase d'identification basée capteur montre quelques aspects pratiques et mathématiques à résoudre. En effet, l'influence des paramètres géométriques et dynamiques sont encore difficiles à séparer mathématiquement. De plus, la minimisation aux sens des moindres carrés n'est plus linéaire mais non linéaire. Il subsiste donc des problèmes d'échelle et d'initialisation que nous avons pas pu résoudre pendant nos travaux.

Enfin, un modèle performant dans un contexte de commande conserve son intérêt seulement si il est intégré de manière efficace dans un schéma de commande adapté. En effet, si seule la pose de l'effecteur est utile, il convient alors d'élaborer une commande autour de la mesure ou de l'observation de cette variable.

2.3 La commande dynamique des robots parallèles revue et corrigée

Le choix de l'espace de commande est important pour assurer la meilleure réalisation de la tâche. En effet, si la commande assure une régulation correcte dans un espace qui n'est pas complètement lié à la tâche, la réalisation de la tâche ne peut être faite de manière correcte. Nous partons ici d'un constat simple : l'espace Cartésien semble être le meilleur espace pour modéliser un robot parallèle, il doit donc en être ainsi pour la commande. De plus, cet espace est généralement l'espace de la tâche en robotique. Cependant, dans la majorité des cas, ce n'est pas l'espace de prédilection pour effectuer la commande. Nous allons donc apporter des éléments en faveur de l'espace Cartésien et proposerons de nouveaux schémas de commande. Enfin une discussion sur les apports réels ou potentiels de notre stratégie de commande est proposée.

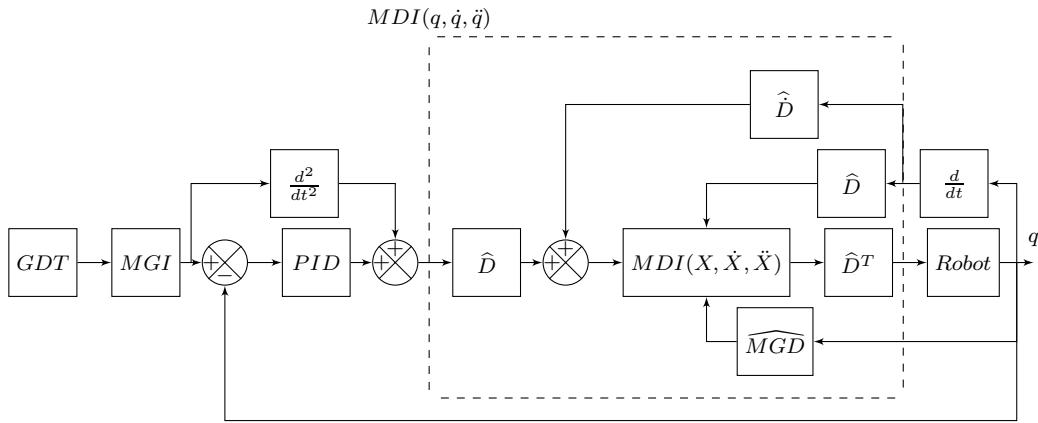


FIG. 2.2 – Schéma explicite de la commande en couple calculé dans l'espace articulaire pour un robot parallèle

2.3.1 Un esprit Cartésien dans une commande articulaire ?

Comme il a été dit plus haut, la méthode la plus naturelle pour modéliser un robot est d'utiliser l'espace Cartésien et d'exprimer les modèles en fonction de la pose de l'effecteur. Cependant, dans la majorité des cas, la commande d'un robot parallèle est effectuée dans l'espace articulaire alors qu'il serait plus pertinent d'utiliser une commande Cartésienne.

La commande en couple calculé Cartésienne est déjà connue en robotique serielle [KD02]. Elle utilise le MGD dans la boucle de retour et peut utiliser un modèle dynamique inverse exprimé en fonction de la pose de l'effecteur [Kha87]. Cependant, le MGD étant toujours défini, contrôler la configuration articulaire revient à contrôler la pose de l'effecteur. Ainsi, la commande Cartésienne peut être vue comme une extension de la commande articulaire à l'espace Cartésien assurant une régulation toute aussi performante. De plus le modèle dynamique est déterminé dans l'espace articulaire et projeté dans l'espace Cartésien. La commande reste donc basée sur une vision articulaire. Dans le cas d'un robot parallèle, le MGD n'étant pas défini, la commande Cartésienne est difficile à utiliser surtout en gardant une vision articulaire de la modélisation.

Cependant, comme il est plus naturel de modéliser un robot parallèle directement dans l'espace Cartésien en fonction de la pose de l'effecteur, il semble tout même plus intéressant d'utiliser une commande Cartésienne plutôt qu'une commande articulaire. Malgré la présence du MGD dans la boucle de retour, en gardant une vision Cartésienne du robot, nous allons montrer que la commande Cartésienne est plus adéquate. Le MGD représentant une source de problèmes, il faudra alors essayer de s'en passer.

2.3.2 Reformulons la commande en couple calculé articulaire

Dans la littérature, la commande en couple calculé pour un robot parallèle reproduit exactement le schéma issu de la robotique serielle : modèles articulaires dépendant des variables articulaires et retour articulaire. Or, d'après ce qui a été vu plus haut, le modèle dynamique Cartésien peut être considéré comme le modèle minimal. Donc, le modèle articulaire découle du modèle Cartésien et fait appel à des modèles directs. Donc, il est possible de retranscrire le schéma de commande en couple calculé articulaire de manière

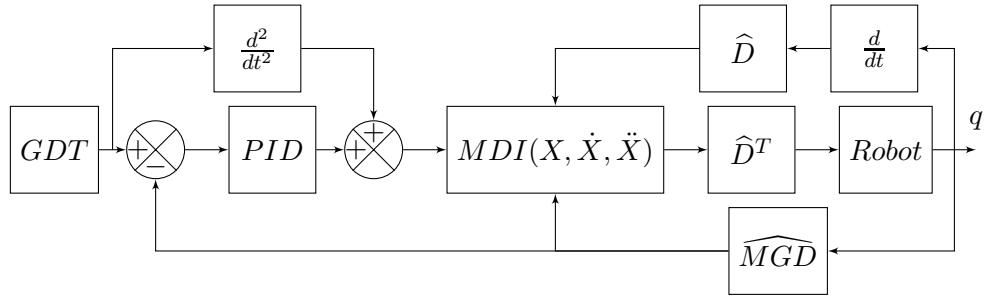


FIG. 2.3 – La commande en couple calculé dans l'espace Cartésien pour un robot parallèle utilisant le problème direct

explicite (voir Figure 2.2). Il apparaît alors bon nombre de transformations numériques (représentées par un chapeau).

Or le recours aux transformations numériques amène inévitablement des erreurs d'estimations et des instabilités de calcul. La commande en couple calculé n'étant pas réputée pour être robuste aux erreurs de modèle, ceci nuit grandement à son utilisation pour les robots parallèles. De notre avis, il semble que l'utilisation d'un modèle dynamique articulaire est une des principales raisons de l'absence de commande en couple calculé seule. Elle est effectivement presque toujours accompagnée d'une commande robuste. Qui plus est, l'utilisation implicite de transformations directes numériques conduit souvent à faire des simplifications qui ne vont pas dans le sens de la stabilité de la commande en couple calculé [VPP03, LSCH03].

N'est-il pas possible de diminuer ce recours aux transformations numériques et donc d'améliorer la stabilité de la commande sans passer par des simplifications et des techniques robustes ?

2.3.3 Le tout Cartésien, une première solution

Puisqu'un robot parallèle est naturellement modélisé dans l'espace Cartésien, la première idée est d'utiliser une commande en couple calculé dans l'espace Cartésien [PAM07a, CPP06, LSCH03]. Cependant, il est alors nécessaire d'utiliser uniquement des modèles Cartésiens pour être cohérent [PAM07a]. Le schéma de commande est présenté Figure 2.3. Le schéma est similaire à la commande dans l'espace Cartésien d'un robot sériel utilisant un modèle dynamique Cartésien [KD02]. Il faut cependant voir quelques différences.

Tout d'abord, la jacobienne directe est ici fonction de la pose de l'effecteur et elle est estimée numériquement. Ensuite, le modèle dynamique inverse est directement calculé dans l'espace Cartésien comme expliqué au paragraphe précédent. Il ne faut donc pas faire l'amalgame entre robot sériel et parallèle. Les schémas de commande peuvent sembler identiques mais les modèles sont bien différents.

L'utilisation d'une commande en couple calculé dans l'espace Cartésien permet de simplifier le schéma de commande. En effet, il suffit de comparer la Figure 2.2 et la Figure 2.3. En premier lieu, le modèle géométrique inverse n'est plus utilisé dans la génération de trajectoire. Il s'en suit donc un gain de précision puisque la consigne est directement la tâche Cartésienne à effectuer et non une tâche image, biaisée par des

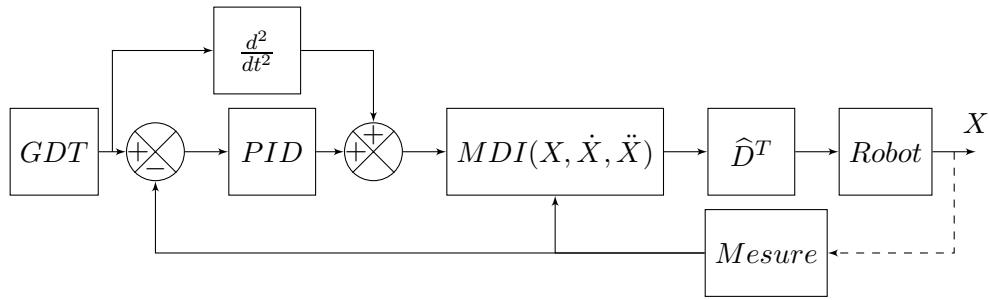


FIG. 2.4 – La commande en couple calculé extéroceptive pour un robot parallèle

erreurs de transformations. Ensuite, il y a moins de transformations directes numériques. Le problème direct est utilisé dans la boucle de retour et la jacobienne directe pour le calcul de la dynamique. Dans la Figure 2.3, il n’y a plus de recours à la jacobienne directe et au hessien direct pour le calcul de l’accélération de l’effecteur. En faisant moins appel à des transformations numériques, une amélioration de la précision, de la stabilité et de la rapidité de la commande peut être attendue [PAM07b].

Cependant, le recours au problème géométrique direct dans la boucle de retour peut créer des instabilités et être source d’imprécision, rendant la commande Cartésienne pour un robot parallèle difficile à adopter. Néanmoins, il faut tout de même noter que ce modèle est également utilisé implicitement dans la commande articulaire. L’estimation de la pose devant donc être faite, pourquoi ne pas l’utiliser dans la boucle de retour. De plus, si le robot a la particularité d’avoir un modèle géométrique direct analytiquement défini, ce type de commande semble tout à fait utilisable.

L’estimation numérique de la pose de l’effecteur dans la boucle de retour peut poser souci. En effet, il est nécessaire d’être sûr de l’estimation et être en mesure de correctement étalonner le modèle géométrique direct. Ainsi, se passer de cette estimation serait donc une amélioration. Dans ce cas, pour remplacer une estimation, il faut utiliser une mesure.

2.3.4 La commande en couple calculé avec approche extéroceptive

La commande en couple calculé dans l’espace Cartésien avec des modèles Cartésiens serait intéressante pour un robot parallèle si la présence du modèle géométrique direct dans la boucle de retour ne représentait pas une entrave dans la stabilité et la précision de la commande. Remplacer cette estimation numérique de la pose de l’effecteur par une mesure directe permettrait donc de rendre la commande plus stable et plus précise.

En supposant que ce moyen de mesure existe, il est possible d’élaborer un schéma de commande extrêmement simple (Figure 2.4). Le recours aux transformations est réduit puisque seuls le modèle dynamique inverse Cartésien et la jacobienne directe transposée sont utilisés. Le modèle dynamique peut être analytiquement défini. Seule l’inversion du modèle cinématique inverse pour obtenir la jacobienne directe peut être source de problèmes. Cependant, quand le modèle cinématique inverse est exprimé en fonction de la pose de l’effecteur, le problème est relativement simple puisqu’il n’y a généralement pas de fonctions trigonométriques mais seulement des polynômes d’ordre deux au maximum. Une telle stratégie de commande peut donc être performante en terme de vitesse (peu de

calculs), de précision (peu de transformations donc moins d'erreurs) et générique. Est-ce la commande parfaite ?

Il reste un gros point noir : la mesure Cartésienne rapide, précise et intégrable dans une commande. Le laser-tracker peut être une première solution. Il est rapide et précis [TSFA02]. Cependant, il n'y a aucune application de commande à notre connaissance mais seulement d'étalonnage [NBHW00, AS05]. De plus, le prix élevé et la difficulté d'utilisation ne sont pas pertinents dans un contexte de commande. Enfin, un laser-tracker permet une grande précision sur la mesure de position mais pas sur l'orientation. Il est également possible de faire la commande d'un robot parallèle avec un système passif [Cor08]. Mais, le système passif doit être correctement modélisé et étalonné. De plus, il représente toujours une charge pour le robot. Ce qui peut mener à une diminution des performances dynamiques.

Autre technique, la vision artificielle est la solution que nous utilisons dans nos travaux. Elle permet de mesurer relativement facilement une position et une orientation. Son utilisation dans la commande n'a plus de secret. Néanmoins, les performances en terme de précision et de vitesse doivent encore être améliorées pour autoriser des performances de commande suffisantes pour les applications de type usinage ou manipulation rapide. La mesure par GPS ne nous semble pas pertinente en terme de précision, vitesse et facilité d'utilisation.

2.3.5 Influence théoriques des perturbations

La commande en couple calculé n'est pas réputée robuste aux erreurs de modélisation. Donc en quantifiant l'influence de ces erreurs, il est possible d'élaborer une comparaison entre les différentes lois de commande en couple calculé. Dans ce paragraphe, nous allons donc reprendre l'équation de perturbation (Equation 1.8) pour chaque commande en prenant en compte la formalisation du modèle dynamique, les erreurs de modèle et les erreurs de mesure. Il s'agit donc d'une extension des travaux entrepris dans [PAM07b].

Pour des raisons de concision d'écriture, nous utilisons l'expression suivante pour le modèle dynamique inverse :

$$\Gamma = D(X)^T (A(X) \ddot{X} + H(X, \dot{X})) \quad (2.8)$$

Nous utilisons une estimation au premier ordre de la jacobienne directe et de la matrice d'inertie par rapport aux erreurs de mesure :

$$M(X) = \widehat{M}(X) + \widetilde{M}(X) \quad (2.9)$$

$$= \widehat{M}(\widehat{X}) + \mathbb{J}_{\widehat{M}}(\widetilde{X}) + \widetilde{M}(X) + \epsilon(\widetilde{X}) \quad (2.10)$$

où :

- M est le modèle réel considéré
- \widehat{M} est le modèle estimé
- \widetilde{M} est l'erreur de modélisation (qu'on suppose donc additive)
- $X = \widehat{X} + \widetilde{X}$ est la variable utilisée, \widehat{X} est la variable estimée ou mesurée et \widetilde{X} est l'erreur d'estimation ou de mesure

– $\mathbb{J}_{\widehat{M}}(\tilde{X})$ est la jacobienne du modèle estimé calculée autour de \widehat{X} pour l'erreur \tilde{X} :

$$\mathbb{J}_{\widehat{M}}(\tilde{X}) = \begin{pmatrix} \dots & \frac{\partial M_k(X)}{\partial X} Y & \dots \end{pmatrix} \quad (2.11)$$

– $\epsilon(\tilde{X})$ est l'ensemble des termes négligeables devant l'erreur de mesure

Enfin, nous utilisons une estimation au premier ordre du vecteur H par rapport aux erreurs de mesure :

$$H(X, \dot{X}) = \widehat{H}(X, \dot{X}) + \tilde{H}(X, \dot{X}) \quad (2.12)$$

$$= \widehat{H}(\widehat{X}, \dot{\tilde{X}}) + \mathbb{L}_{\widehat{H}}(\tilde{X}, \dot{\tilde{X}}) + \tilde{H}(X, \dot{X}) + \epsilon(\tilde{X}, \dot{\tilde{X}}) \quad (2.13)$$

avec :

$$\mathbb{L}_{\widehat{H}}(\tilde{X}, \dot{\tilde{X}}) = \frac{\partial \widehat{H}}{\partial X}(\widehat{X}, \dot{\tilde{X}})\tilde{X} + \frac{\partial \widehat{H}}{\partial \dot{X}}(\widehat{X}, \dot{\tilde{X}})\dot{\tilde{X}} \quad (2.14)$$

Nous développons alors l'équation de perturbation pour chaque commande en extraignant le comportement de l'erreur de l'équation suivante, où ω est le signal de commande dans l'espace Cartésien :

$$\widehat{D}(\widehat{X})^T(\widehat{A}(\widehat{X})\omega + \widehat{H}(\widehat{X}, \dot{\tilde{X}})) = D(X)^T(A(X)\ddot{X} + H(X, \dot{X})) \quad (2.15)$$

La commande en couple calculé extéroceptive

Pour cette stratégie de commande, l'erreur régulée e est liée à l'erreur de pose réelle e_X par :

$$e = e_X + \tilde{X} \quad (2.16)$$

Dans le cas d'une commande proportionnelle-dérivée, la loi de commande issue du correcteur s'écrit donc :

$$\omega = \dot{X}_d + K_p(e_X + \tilde{X}) + K_d(\dot{e}_X + \dot{\tilde{X}}) \quad (2.17)$$

Ainsi il est possible de trouver une expression de l'influence des perturbations sur l'erreur de suivi de trajectoire Cartésienne réelle :

$$\begin{aligned} \ddot{e}_X + K_p e_X + K_v \dot{e}_X &= \\ -K_p \tilde{X} - K_v \dot{\tilde{X}} & \\ + \widehat{A}^+(\mathbb{J}_{\widehat{A}}(\tilde{X}) + \tilde{A}(X))\ddot{X} & \\ + \widehat{A}^+(\mathbb{L}_{\widehat{H}}(\tilde{X}, \dot{\tilde{X}}) + \tilde{H}(X, \dot{X})) & \\ + \widehat{A}^+ \widehat{D}_{inv}^T (\mathbb{J}_{\widehat{D}^T}(\tilde{X}) + \tilde{D}^T)(A(X)\ddot{X} + H(X, \dot{X})) & \end{aligned} \quad (2.18)$$

L'interprétation de l'équation peut se faire terme par terme :

- Le terme $-K_p \tilde{X} - K_v \tilde{\dot{X}}$ correspond à l'influence de l'erreur de mesure sur la réalisation de la tâche.
- Le terme $\widehat{A}^+(\mathbb{J}_{\widehat{A}}(\tilde{X}) + \tilde{A}(X))\ddot{X}$ correspond à l'influence de l'erreur d'estimation de l'inertie couplée avec les erreurs de mesure.
- Le terme $\widehat{A}^+(\mathbb{L}_{\widehat{H}}(\tilde{X}, \dot{\tilde{X}}) + \tilde{H}(X, \dot{X}))$ correspond à l'influence de l'erreur d'estimation des forces centrifuges, de Coriolis et de pesanteur couplée avec les erreurs de mesure.
- Le terme $\widehat{A}^+ \widehat{D}_{inv}^T (\mathbb{J}_{\widehat{D}^T}(\tilde{X}) + \tilde{D}^T)(A(X)\ddot{X} + H(X, \dot{X}))$ correspond à l'erreur de projection de la dynamique Cartésienne dans l'espace articulaire couplée aux erreurs de mesure

Ainsi, la précision et la stabilité de cette commande sont uniquement liées à la modélisation et l'identification dynamique, et la précision de la mesure.

La commande en couple calculé avec le MGD

Dans cette loi de commande, le problème d'estimation de la pose de l'effecteur via le MGD intervient :

$$X = MGD(q) \quad (2.19)$$

$$= \underbrace{\widehat{MGD}(\tilde{q})}_{\tilde{X}} + \underbrace{\widehat{\mathbf{D}}(\tilde{q})\tilde{q}}_{\tilde{\dot{X}}} + \underbrace{\widetilde{MGD}(q)}_{\tilde{X}} + \epsilon(\tilde{q}) \quad (2.20)$$

Il faut également prendre en compte l'erreur d'estimation de la vitesse Cartésienne. Deux cas peuvent se présenter : estimation par modèle ou estimation par dérivation numérique. Dans le cas d'une estimation par modèle, l'erreur sur la vitesse s'écrit :

$$\tilde{\dot{X}} = \mathbb{J}_{\widehat{D}}(\tilde{X})\dot{\tilde{q}} + \widehat{D}(X)\tilde{\dot{q}} + \tilde{D}(X)\dot{q} \quad (2.21)$$

Dans le cas d'un calcul par dérivation, il suffit de dériver le terme \tilde{X} de l'Equation 2.20.

L'expression des perturbations donnée pour la commande extéroceptive ne change pas (Equation 2.18), seules l'expression de l'erreur d'estimation de la pose (terme \tilde{X}) et de la vitesse (terme $\tilde{\dot{X}}$) changent.

Ainsi, aux sources de perturbations déjà montrées se rajoutent l'influence des erreurs modélisation géométrique et cinématique et d'estimation numérique (termes \widetilde{MGD} et \tilde{D} dans le cas d'une estimation de vitesse Cartésienne par modèle). Ainsi, la précision et la stabilité de cette loi de commande dépendent également de l'estimation de la géométrie et de l'identification du modèle associé contrairement à la commande extéroceptive.

De plus, les erreurs de mesure articulaire ont une influence plus défavorable que les erreurs de mesure extéroceptive. En effet, ces dernières interviennent directement dans les perturbations alors que les erreurs articulaires sont projetées dans l'espace Cartésien par la jacobienne directe. Par conséquent, leur influence est d'une part plus complexe et d'autre part plus gênante au voisinage de singularités.

Enfin, il est difficile de se prononcer sur la différence entre vitesse estimée par modèle et par dérivation. Dans le premier cas, il est nécessaire de bien maîtriser la cinématique du robot. Dans le deuxième cas, il est important d'avoir une dérivation numérique performante, dépendant notamment de la fréquence d'échantillonnage, du bruit et donc du filtrage associé.

La commande en couple calculé articulaire

Pour cette stratégie de commande, outre les erreurs d'estimation de la pose de l'effec-
teur, l'estimation des consignes articulaires intervient également :

$$\hat{q}_d = \widehat{MGI}(X_d) \quad (2.22)$$

La loi de commande articulaire ω_{art} s'écrit sous la forme :

$$\omega_{art} = K_p e + K_d \dot{e} + \ddot{\hat{q}_d} \quad (2.23)$$

avec $e = \hat{q}_d - \hat{q}$ l'erreur de suivi articulaire régulée.

Il est ensuite nécessaire de transférer cette loi de commande articulaire dans l'espace Cartésien pour l'estimation du comportement dynamique du robot :

$$\omega = \hat{D}(\hat{X})\omega_{art} + \dot{\hat{D}}(\hat{X}, \dot{\hat{X}})\dot{\hat{q}} \quad (2.24)$$

Ainsi, en développant l'Equation 2.15, l'expression suivante est obtenue :

$$\begin{aligned} \hat{D}(\hat{X})\omega_{art} + \dot{\hat{D}}(\hat{X}, \dot{\hat{X}})\dot{\hat{q}} = \\ \ddot{\hat{X}} \\ + \hat{A}^+(\mathbb{J}_{\hat{A}}(\tilde{X}) + \tilde{A}(X))\ddot{X} \\ + \hat{A}^+(\mathbb{L}_{\hat{H}}(\tilde{X}, \dot{\tilde{X}}) + \tilde{H}(X, \dot{X})) \\ + \hat{A}^+ \widehat{D_{inv}}^T (\mathbb{J}_{\widehat{D}^T}(\tilde{X}) + \tilde{D}^T)(A(X)\ddot{X} + H(X, \dot{X})) \end{aligned} \quad (2.25)$$

Il est alors possible de développer soit le comportement de l'erreur articulaire régulée, soit le comportement de l'erreur Cartésienne réelle. Pour l'erreur articulaire régulée, il suffit de réécrire l'accélération Cartésienne sous la forme :

$$\begin{aligned} \ddot{\hat{X}} = \\ \hat{D}(\hat{X})\ddot{\hat{q}} + \dot{\hat{D}}(\hat{X}, \dot{\hat{X}})\dot{\hat{q}} \\ + (\mathbb{J}_{\hat{D}}(\tilde{X}) + \tilde{D}(X))\ddot{\hat{q}} + \tilde{D}(X)\ddot{\hat{q}} \\ + (\mathbb{L}_{\hat{D}}(\tilde{X}, \dot{\tilde{X}}) + \dot{\tilde{D}}(X, \dot{X}))\dot{\hat{q}} + \dot{\tilde{D}}(X)\dot{\hat{q}} \end{aligned} \quad (2.26)$$

Ainsi, les phénomènes ayant une influence sur le comportement de l'erreur articulaire reste globalement les mêmes que ceux trouvés pour la commande Cartésienne avec MGD. Dans le cas présent, il faut ajouter l'effet de l'erreur projection de la loi de commande articulaire dans l'espace Cartésien (terme $(\mathbb{J}_{\hat{D}}(\tilde{X}) + \tilde{D}(X))\ddot{\hat{q}} + \tilde{D}(X)\ddot{\hat{q}} + (\mathbb{L}_{\hat{D}}(\tilde{X}, \dot{\tilde{X}}) + \dot{\tilde{D}}(X, \dot{X}))\dot{\hat{q}} + \dot{\tilde{D}}(X)\dot{\hat{q}}$).

Pour analyser le comportement de l'erreur Cartésienne réelle, nous faisons l'hypothèse suivante :

$$\hat{D}(\hat{X})\ddot{\hat{q}_d} + \dot{\hat{D}}(\hat{X}, \dot{\hat{X}})\dot{\hat{q}_d} = \ddot{X}_d \quad (2.27)$$

qui suppose donc que la consigne d'accélération articulaire est obtenue par dérivation. Dans le cas contraire, il faudrait avoir recours à des estimations aux petites erreurs du suivi articulaire car il faut faire le calcul autour de la consigne Cartésienne X_d et non de la pose d'effecteur estimée \hat{X} .

En écrivant que $\dot{\hat{q}} = \dot{\hat{q}}_d - \dot{e}$, l'Equation 2.24 devient :

$$\omega = \hat{D}(\hat{X})(K_p e + (K_d - 1)\dot{e}) + \ddot{X}_d \quad (2.28)$$

Il faut ensuite réécrire l'erreur articulaire sous la forme :

$$e = \widehat{MGI}(X_d) - \widehat{MGI}(X) - \widetilde{MGI}(X) + \widetilde{q} \quad (2.29)$$

en se rappelant que $\widehat{q} = q - \widetilde{q}$ et $q = MGI(X) = \widehat{MGI}(X) + \widetilde{MGI}(X)$.

En reportant l'ensemble des résultats dans l'Equation 2.25, il est possible d'obtenir une expression qui montre l'influence du modèle géométrique inverse sur le comportement de l'erreur d'accélération Cartésienne. Pour remonter au comportement de l'erreur de suivi Cartésien, il faut relier $\widehat{MGI}(X_d) - \widehat{MGI}(X)$ à $X_d - X$ au prix d'estimation aux petites erreurs de suivi Cartésien rendant les calculs compliqués, difficiles à interpréter et n'apportant qu'une preuve de plus contre la commande articulaire.

Les points importants sont que la projection de la loi de commande articulaire dans l'espace Cartésien apporte des perturbations supplémentaires sur le comportement de l'erreur régulée. La transformation de la consigne Cartésienne en consigne articulaire apporte des perturbations sur le comportement de l'erreur de suivi Cartésien. Cependant, leur influence est difficile à établir et une étude au cas par cas doit être menée.

Résumé

Il est possible d'établir une comparaison théorique entre les différentes lois de commande considérées en se focalisant sur le comportement de l'erreur de suivi Cartésien face aux perturbations apportées par les erreurs de modèle et de mesure.

Cette comparaison peut être récapitulée sous la forme d'un tableau (Tableau 2.3). Il apparaît clairement que la commande extéroceptive présente le moins de sources de perturbations. Par conséquent, une modélisation et une identification dynamiques performantes et une mesure Cartésienne précise permettent théoriquement de garantir un minimum de perturbations et donc une stabilité et une précision meilleures que celles offertes par les stratégies se basant sur une mesure articulaire.

Nous avons donc montré par le calcul que la commande extéroceptive amène un gain en termes de précision et de stabilité. Il est également possible de dégager des avantages plus qualitatifs.

2.3.6 Discussion

En utilisant une commande en couple calculé Cartésienne avec des modèles Cartésiens, nous pouvons exposer quelques avantages plus qualitatifs que la comparaison théorique précédente.

Commande extéroceptive	Commande Cartésienne avec MGD	Commande articulaire
<ul style="list-style-type: none"> - Modélisation dynamique - Identification dynamique - Erreur de mesure Cartésienne 	<ul style="list-style-type: none"> - Modélisation dynamique - Identification dynamique - Modélisation géométrique directe - Identification Géométrique - Erreur de mesure articulaire 	<ul style="list-style-type: none"> - Modélisation dynamique - Identification dynamique - Modélisation géométrique directe - Identification Géométrique - Modélisation géométrique inverse - Erreur de mesure articulaire

TAB. 2.3 – *Sources de perturbations sur le suivi Cartésien pour les trois stratégies de commande*

Diminution des sources d'erreur

L'utilisation d'une commande dans l'espace Cartésien permet tout d'abord de diminuer les sources d'erreurs qui peuvent amener une perte de précision voir des instabilités. Il est ainsi possible d'établir 3 points de comparaison entre commande articulaire, commande Cartésienne utilisant le MGD et commande extéroceptive (voir Tableau 2.4).

Premièrement, utiliser une commande dans l'espace Cartésien permet de se passer du modèle géométrique inverse dans la génération de trajectoire. Ainsi, les erreurs de transformations inverses montrées du doigt par Pritschow [Pri02] sont évitées. La régulation est directement effectuée sur la consigne et non sur une consigne transformée. Par conséquent, une meilleure réalisation de la tâche peut être attendue.

Deuxièmement, contrairement à la commande articulaire, la commande Cartésienne utilise un signal de commande directement égal à l'accélération Cartésienne \ddot{X} . Ainsi, il y a diminution du recours aux transformations directes numériques (ici la jacobienne et le hessien directs). Par conséquent, l'influence des estimations numériques sur la précision et la stabilité de la commande en couple calculé est moindre.

Enfin, la commande extéroceptive utilise une mesure directe de la pose de l'effecteur contrairement aux autres commandes qui utilisent une estimation. La précision de l'observation de la pose de l'effecteur est donc directement liée à la mesure et non au modèle géométrique direct. Ainsi, les erreurs de modélisation, les erreurs d'estimation numérique et les défauts d'identification géométrique n'ont plus d'influence. Seule l'estimation de la dynamique représente une source d'erreurs. Par conséquent, la précision de la réalisation de la tâche Cartésienne est uniquement liée aux performances de la mesure et de la prédition du comportement dynamique de la structure mécanique. Ainsi, il suffit de mettre les moyens sur la mesure et le modèle dynamique inverse pour atteindre les performances maximales de la commande extéroceptive en terme de précision et de stabilité.

Le seul point négatif reste la présence inévitable de matrice jacobienne directe transposée qui permet de déplacer les efforts Cartésiens dans l'espace articulaire actif. Le calcul généralement numérique de cette matrice doit donc être une source d'attention particu-

	Commande articulaire	Commande Cartésienne	Commande extéroceptive
Trajectoire	MG1	néant	néant
Commande	$\omega = \ddot{q}$ avec transformations directes	$\omega = \ddot{X}$, pas de transformations directes	$\omega = \ddot{X}$, pas de transformations directes
Obtention de la pose de l'effecteur	$\widehat{M\!G\!D}$	$\widehat{M\!G\!D}$	Mesure

 TAB. 2.4 – *Comparaison des lois commande en terme de sources d'erreurs potentielles*

lière. L'algorithme de calcul doit être bien choisi pour garantir précision et stabilité optimales. Néanmoins, ce calcul peut être rendu assez simple en utilisant la pseudo-inverse de la jacobienne inverse exprimée en fonction de la pose de l'effecteur. De plus, il peut être envisageable d'utiliser la mesure des vitesses articulaires et la mesure de vitesse de l'effecteur pour estimer numériquement en ligne la jacobienne directe.

Comportement mécanique amélioré

Dans le cas d'une redondance d'actionnement, l'utilisation d'une commande Cartésienne en lieu et place d'une commande articulaire permet d'améliorer le comportement mécanique du robot. En effet, des mouvements articulaires incompatibles avec les contraintes de fermeture cinématique créent des contraintes internes qui mènent au blocage du robot. L'utilisation d'une commande Cartésienne permet de minimiser ces contraintes en imposant des mouvements articulaires cohérents avec les contraintes de fermeture cinématique [DDJ89, MKCP01].

Dans le cas non redondant, les erreurs de montages mènent à une trajectoire d'effecteur non désirée et imposent donc une bonne identification géométrique [WM93]. De la même manière, une commande avec observation directe de l'effecteur permettrait de compenser ces erreurs de montage et donc d'améliorer le suivi de trajectoire au niveau de l'effecteur.

Cependant, dans le cas des machines a priori hyperstatiques, les erreurs de montages impliquent des contraintes internes qui peuvent être absorbées par la structure mécanique grâce aux flexibilités et aux jeux mécaniques. La question se pose alors de l'apport de la commande par observation directe sur la minimisation des imprécisions de pose de l'effecteur dues aux déformations de la structure mécanique.

Suivi Cartésien assuré

Une particularité des robots parallèles est de posséder plusieurs poses possibles pour une configuration articulaire donnée. Il n'est donc pas toujours possible de dire où se trouve l'effecteur en ne regardant que la trajectoire articulaire [BA08]. Ainsi, dans le cas d'une commande articulaire, il est difficile de garantir un suivi correct de la consigne Cartésienne. En effet, une trajectoire articulaire peut être correctement suivie et correspondre à une trajectoire Cartésienne différente de celle désirée (voir Figure 2.5). En effectuant une régulation dans l'espace Cartésien, le suivi de la bonne trajectoire d'effecteur peut

être plus facilement assuré (voir Figure 2.5). En effet, l'erreur régulée étant directement une erreur de pose de l'effecteur, la trajectoire réalisée est bien celle désirée.

De plus, dans certains cas particuliers, la pose de l'effecteur peut changer au cours du mouvement sans changer la configuration articulaire active. Ceci peut avoir lieu au passage d'une singularité ou d'un point CUPS [ZWC07, CW04]. Par conséquent, la commande articulaire ne peut pas gérer ses particularités puisqu'il n'y a aucun effet sur l'erreur régulée. Cela revient à tomber dans un problème de minimum local. De plus, l'actionnement peut continuer alors que le robot est dans une configuration bloquée. Ceci peut alors mener à la détérioration du robot.

A l'opposé, dans le cas d'une commande Cartésienne, un changement de pose au voisinage d'une singularité est détecté puisque l'erreur régulée n'est plus nulle. Ainsi, le passage des singularités et des points CUPS semble possible. Dans le meilleur des cas, la singularité pourrait être traversée et l'effecteur serait ramené sur la trajectoire désirée. Dans le pire des cas, la régulation échoue mais le problème est détectable. Il est alors envisageable soit d'arrêter la régulation si le robot est bloqué soit de ramener le robot sur la bonne trajectoire par l'intermédiaire d'une trajectoire de transition.

Néanmoins, cet avantage peut être remis en cause dans le cas où le modèle géométrique direct est utilisé car celui-ci peut diverger aux points singuliers et CUPS, voir ne pas donner la bonne mesure Cartésienne. C'est donc seulement dans le cas d'une mesure extéroceptive que les avantages ci-dessus peuvent être garantis. En effet, la mesure donne la bonne pose d'effecteur et ne change pas aux singularités.

Le passage des singularités a été en partie validé en simulation mais par encore de manière expérimentale. La commande extéroceptive semble bien assurer le suivi de trajectoire Cartésienne aux voisinages des singularités contrairement aux commandes proprioceptives. Si cet avantage est expérimentalement avéré, l'utilisation d'une commande Cartésienne avec mesure extéroceptive permettrait d'augmenter l'espace de travail sans tenir compte d'éventuelles singularités. A l'heure actuelle, ces singularités sont évitées par construction en limitant l'espace de travail possible ou par planification de trajectoire. Ceci diminue donc fortement un espace de travail déjà faible.

Le retour d'état

La commande articulaire peut être considérée comme une commande par retour d'état pour un robot sériel. En effet, puisque la configuration articulaire active permet de connaître l'ensemble du comportement du robot, celle-ci peut être considérée comme l'état du robot. La commande articulaire permet donc théoriquement d'obtenir une meilleure précision car il s'agit d'une commande par retour d'état.

Pour robot parallèle, l'état n'est pas la configuration articulaire mais bien la pose de l'effecteur. En effet, seule la pose de l'effecteur permet de prédire correctement l'ensemble du comportement du robot. Une commande articulaire n'est donc pas une commande par retour d'état. Si la mesure articulaire reste une image correcte de l'état, la commande articulaire reste précise. Mais ceci n'a lieu que localement et loin des singularités. Si l'ensemble de l'espace de travail est considéré, l'état n'est pas correctement observé, la commande articulaire n'est donc la solution la plus pertinente.

A contrario, la commande Cartésienne peut être considérée comme une commande par retour d'état. Si le modèle géométrique direct est utilisé, l'état est observé. Il faut

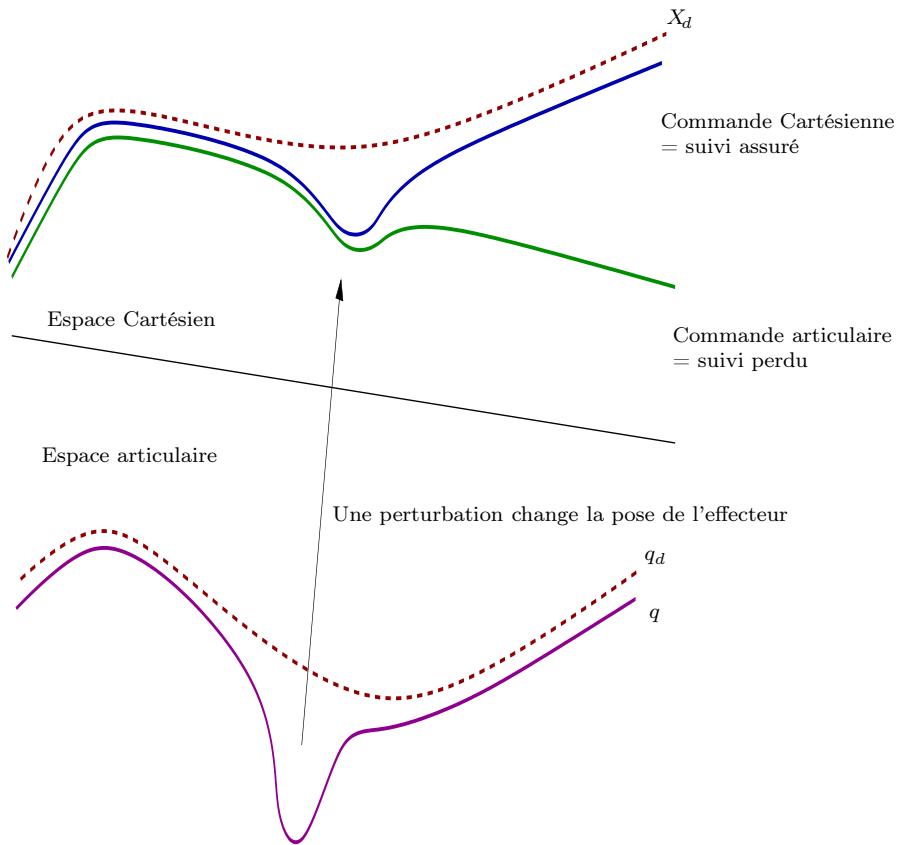


FIG. 2.5 – *Le suivi dans l'espace Cartésien pour une commande articulaire et une commande Cartésienne*

donc garantir cette observation dans tout l'espace de travail et ce n'est pas toujours le cas. Inversement, si il y a une mesure extéroceptive, l'état est mesuré et la mesure est garantie dans tout l'espace de travail. Ainsi, d'un point de vue strictement théorique, la commande Cartésienne avec mesure extéroceptive permet donc de garantir de meilleures performances qu'une commande articulaire dans la totalité de l'espace de travail.

La dualité dans la commande

La dualité en robot sériel et parallèle a été évoquée pour la modélisation [WH91, Bru99]. En regardant de plus près, cette dualité se retrouve aussi dans la commande. Un robot sériel doit être commandé dans l'espace articulaire, un robot parallèle dans l'espace Cartésien. En comparant Figure 1.14 et Figure 2.4, cette dualité apparaît clairement : les variables articulaires du sériel sont remplacées par les variables Cartésiennes pour le parallèle. Ainsi, la notion de dualité sériel/parallèle peut être élargie à la commande.

De plus, il n'y a plus de modèle géométrique inverse dans un commande Cartésienne. En extrapolant, un robot sériel réalise donc parfaitement des tâches articulaires et un robot parallèle des tâches Cartésiennes. Par conséquent, un robot sériel sera utilisé avec une commande articulaire pour des tâches ne demandant qu'une bonne réalisation articulaire. Un robot parallèle sera utilisé avec une commande Cartésienne pour la réalisation de tâches demandant une bonne réalisation Cartésienne.

Vers la commande dynamique référencée capteur

La commande en couple calculé Cartésienne avec mesure extéroceptive semble être la solution parfaite pour commander un robot parallèle rapide de manière précise. Cependant, il reste encore quelques points à améliorer. En effet, le choix du système de mesure est important. Le laser-tracker est rapide et précis mais difficile à utiliser en commande et peu précis sur les orientations. La vision rapide peut être très précise pour la mesure 3D mais manque actuellement de vitesse. De plus, dans les deux cas il est nécessaire d'effectuer un étalonnage du système de mesure et de la position de la mesure par rapport au robot pour obtenir la pose de l'effecteur. Ce point peut être source d'une perte de précision si l'étalonnage n'est pas fait correctement. Qui plus est, ces deux systèmes de mesure ne supportent pas les occultations et les parasites visuels. Ceci peut être très gênant, notamment dans le cadre de l'usinage où les projections d'huile et de copeaux sont inévitables.

Néanmoins, dans le cadre d'une mesure par vision, il est possible de voir la commande en couple calculé extéroceptive comme une extension des schémas classiques d'asservissements visuels (Figure 2.6(a) et Figure 2.6(b) où s est le signal capteur et L_s la matrice d'interaction). En effet, l'asservissement visuel est basé sur une commande cinématique. La consigne envoyée aux actionneurs est une consigne de vitesse calculée par l'intermédiaire de la matrice d'interaction liant mesure visuelle et vitesse Cartésienne, suivie de la jacobienne inverse. En se reportant à la Figure 2.4, il est possible de retrouver ce fonctionnement au niveau dynamique. En effet, la consigne envoyée aux actionneurs est une consigne de couple. Il est alors nécessaire de relier ce couple à l'accélération Cartésienne par l'intermédiaire du modèle dynamique inverse. Il est ensuite possible d'utiliser une matrice d'interaction liant mesure visuelle 3D à l'accélération Cartésienne. Cette stratégie

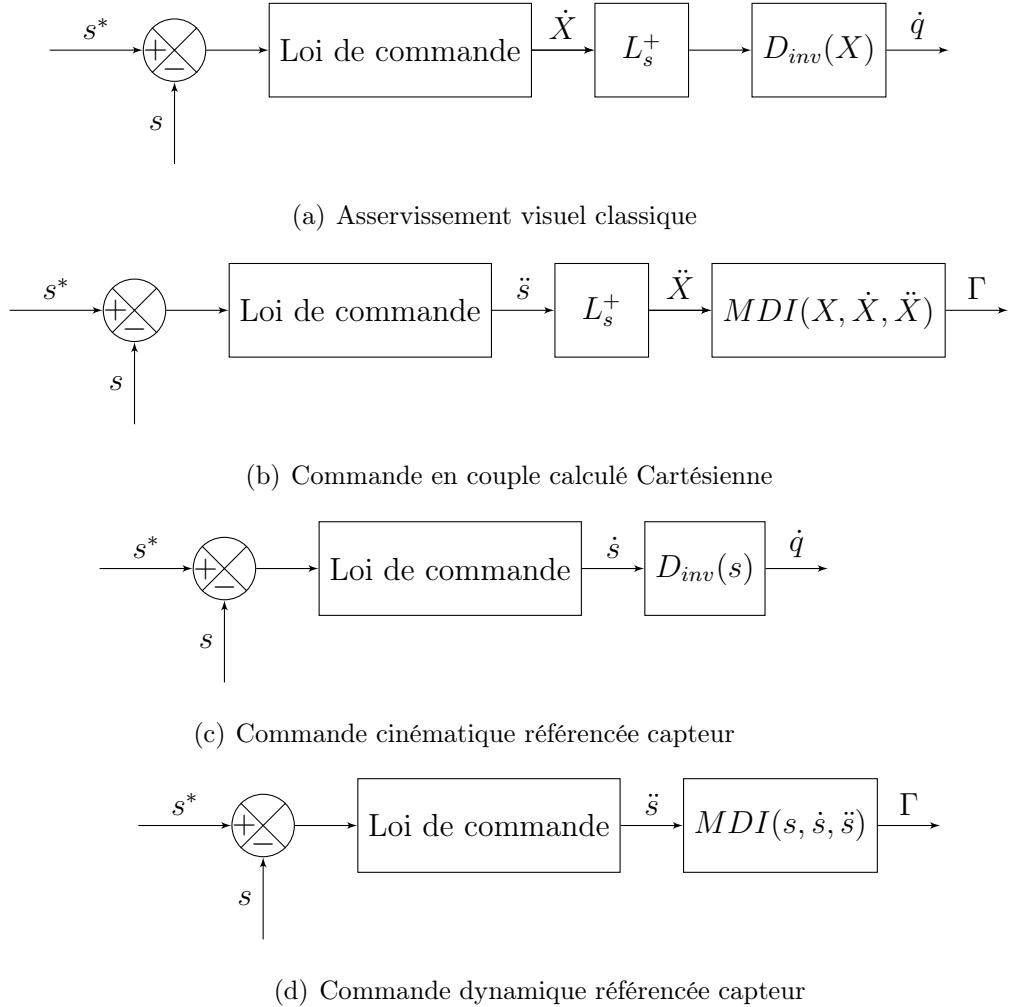


FIG. 2.6 – De l’asservissement visuel classique à la commande dynamique référencée capteur

permet d’utiliser plus efficacement le capteur puisque c’est la pose reconstruite dans l’espace capteur qui est utilisée pour la régulation. Cependant, si seule la pose reconstruite dans l’espace caméra est utilisée pour la régulation, il reste toujours nécessaire d’effectuer l’étalonnage base-caméra pour le calcul de la dynamique.

Pour tenter de se passer de cet étalonnage base-caméra, il est alors envisageable de reprendre les travaux sur l’asservissement visuel 2D et les adapter à la commande en couple calculé extéroceptive. Il faudrait donc déterminer les matrices d’interactions associées aux primitives visuelles. L’influence de l’étalonnage de la mire et de l’étalonnage du système de mesure seraient alors moindres. Il reste alors à trouver quelles sont les primitives visuelles pertinentes.

En se basant sur les travaux de Dallej [Dal07], la question se pose de savoir si l’asservissement visuel dynamique à partir du suivi des jambes est envisageable puisque l’asservissement visuel 3D peut être élargi à la commande dynamique (Figure 2.6(c) et Figure 2.6(d)). L’enjeu est donc de proposer une modélisation dynamique vectorielle des robots parallèles. La direction et la vitesse des vecteurs directeurs pourraient être mesurées et directement utilisées pour la régulation et l’estimation de la dynamique. L’avantage principal est d’assurer une régulation et une prédiction du comportement du robot directement dans l’espace de mesure. Il n’y aurait donc plus d’étalonnage de la mesure dans le repère robot à effectuer.

Ainsi, en utilisant une caméra panoramique placée au centre des jambes, il n’y aurait aucun risque d’occultations. Pour le problème de parasites visuels, une caméra placée dans le carter de la machine à l’abri des copeaux et des projections d’huile est une solution intéressante.

2.4 Conclusions du chapitre

Ce chapitre expose l’ensemble des nos contributions théoriques à la commande dynamique des robots parallèles. Il pose ainsi les premiers jalons d’une commande dynamique référencée capteur, extension des travaux sur la commande cinématique référencée capteur entrepris par Andreff et Dallej [And06, Dal07]. Nous apportons ici une nouvelle vision de la commande dynamique en proposant une modélisation et une stratégie de commande adaptées aux spécificités des robots parallèles. Les améliorations attendues en terme de précision et de stabilité de commande sont montrées et discutées. Ce chapitre permet alors de consolider notre position sur la pertinence de la commande Cartésienne des robots parallèles.

La contribution principale de ce chapitre est de proposer une stratégie de commande dynamique parfaitement adaptée aux robots parallèles : la commande en couple calculé Cartésienne avec mesure extéroceptive de la pose de l’effecteur et modèle dynamique inverse Cartésien exprimé en fonction de la pose de l’effecteur. Nous apportons des preuves théoriques et une discussion sur la pertinence de cette commande (résumée dans le Tableau 2.5).

Le principal avantage est de proposer une plus grande robustesse aux erreurs de modélisation et de mesure qu’une approche proprioceptive. En effet, il est montré par le calcul que les perturbations sur le comportement de l’erreur régulée sont moindres. Ainsi, la précision et la stabilité de la commande ne dépendent que de la mesure extéroceptive, de

la modélisation et l'identification dynamiques. Les approches proprioceptives imposent en plus une maîtrise de la modélisation géométrique directe et de l'algorithme d'estimation associé. Dans le cas d'une commande articulaire, il faut également mettre les moyens sur la modélisation géométrique inverse.

Les autres avantages sont discutés de manière qualitatives. Premièrement, la commande proposée permet de diminuer la complexité d'implémentation en utilisant moins de transformations numériques. Ainsi, la vitesse de la commande peut être augmentée. Deuxièmement, en imposant des mouvements coordonnés entre effecteur et jambes, une annulation des efforts internes et/ou des mouvements parasites de la plateforme est attendue. Troisièmement, en imposant une régulation sur la trajectoire Cartésienne, il est possible d'assurer parfaitement la réalisation de la tâche même au voisinage des singularités. Enfin, la commande en couple calculé extéroceptive peut-être considérée comme une commande par retour d'état, commande la plus pertinente qui soit pour commander un système.

Une deuxième contribution est de proposer une reformulation du modèle dynamique inverse élaboré par Khalil et Guégan. Il s'agit d'exprimer le modèle uniquement en fonction de la pose de l'effecteur et de simplifier les calculs en ne calculant que ce qui est réellement nécessaire. Ainsi, les temps de calcul sont diminués et l'implémentation facilitée dans le cas d'une commande en couple calculé dans l'espace Cartésien.

Il est alors possible d'envisager des perspectives directes à ce chapitre. En effet, la pose de l'effecteur est l'état d'un robot parallèle imposant donc le choix d'une commande Cartésienne. Cependant, l'observation ou la mesure de cet état reste ardue. Dans le cas d'une mesure extéroceptive par vision, le signal capteur doit être transformé. Le capteur n'est donc pas forcément utilisé au mieux. Il serait alors préférable d'utiliser une commande et une modélisation référencée capteur utilisant un signal pertinent pour l'observation de l'état. A l'heure actuelle, en cinématique, le signal pertinent est la direction de jambes [Dal07] ce qui impose une modélisation, une identification et une commande adaptée. Est-il alors possible d'étendre ce postulat à la commande dynamique ?

Pour cela, il faudrait alors montrer que la direction de jambes permet de prédire le comportement dynamique du robot de manière suffisante. Un début de réponse peut être entrevue en ne considérant pas une modélisation scalaire comme nous le faisons dans ce chapitre mais une modélisation vectorielle. La modélisation cinématique vectorielle est en effet utilisée par Dallej [Dal07]. Il serait donc intéressant de voir si la modélisation dynamique d'un robot parallèle peut-être faite uniquement de manière vectorielle.

Ainsi, une commande dynamique utilisant la mesure dans l'espace capteur (image 2D) de la direction de jambes (et probablement de leur vitesse) pourrait être élaborée. Les apports d'une telle commande viendraient d'un signal capteur mieux utilisé. En effet, la commande serait alors plus robuste aux erreurs d'étalonnage du système de mesure permettant donc une meilleure précision et une plus grande stabilité. L'observation des jambes par une caméra placé au centre de la structure mécanique permet de plus d'épêcher les occultations qui mènent à des pertes de suivi. La caméra placée dans le carter rendrait également la mesure insensible aux parasites visuels.

Sources d'erreurs	Commande articulaire	Commande Cartésienne avec MGD	Commande Cartésienne extéroceptive
Utilisation du MGI	X		
Utilisation du MGD	X	X	
Utilisation de D^T	X	X	X
Passage de \ddot{q} à \ddot{X}	X		
Utilisation du MDI	X	X	X
Propriétés			
Retour d'état		X	X
Minimisation des efforts internes		X	X
Mouvements parasites de l'effecteur		X	X
Suivi Cartésien assuré			X
Passage des singularités			X

TAB. 2.5 – Tableau récapitulatif des sources d'erreur et propriétés des différentes lois de commande en couple calculé pour un robot parallèle

Chapitre 3

Résultats de simulation et d'expérimentations

Sommaire

3.1 Résultats des simulations	69
3.2 Résultats expérimentaux	98
3.3 Conclusions du chapitre	117

Dans ce chapitre nous apportons des résultats théoriques et expérimentaux permettant de valider tout ou partie des contributions précédentes. Les stratégies de commande sont d'abord testées en simulation pour montrer les améliorations possibles par rapport aux stratégies classiques en terme de vitesse, de précision et de comportement mécanique. Puis, des résultats expérimentaux apportent une validation des simulations ainsi que des aspects d'intégration logicielle et matérielle.

3.1 Résultats des simulations

Dans cette partie, la modélisation et les commandes proposées sont testées en simulation afin de montrer les performances théoriquement atteignables. Le protocole des simulations est tout d'abord expliqué. Puis, les commandes sont appliquées à trois robots : l'Isoglide-4 T3R1, l'Orthoglide et la plateforme 3-RRR.

L'Isoglide-4 T3R1 permet de comparer les différentes lois de commande sur une structure lourde possédant un comportement dynamique qui ne peut pas être négligé même lors de déplacements à vitesse réduite. De plus, la présence d'un modèle géométrique direct simple permet de montrer l'apport d'une mesure extéroceptive dans la commande dynamique sans considérer les problèmes inhérents à la résolution numérique.

L'Orthoglide permet de valider cette comparaison sur une structure plus légère où les couplages dynamiques sont moins importants. De plus, cette structure présente une géométrie plus complexe que l'Isoglide-4 T3R1. Ainsi, l'influence de la modélisation géométrique peut être plus facilement montrée.

Enfin le 3-RRR est une structure complexe mais légère. Comme cette structure possède un modèle géométrique inverse avec plusieurs solutions et un modèle géométrique direct sans solutions analytiques, ceci permet de valider la discussion sur les singularités et la

convergence dans l'espace Cartésien.

3.1.1 Protocole des simulations

Pour les simulations, nous supposons que le comportement réel du robot est correctement représenté par le modèle dynamique direct. En effet, ce modèle permet d'estimer l'accélération de l'effecteur, et donc sa pose, à partir de la consigne de couple envoyée aux actionneurs. Ce modèle peut être facilement obtenu à partir du modèle dynamique inverse exprimé en fonction de la pose de l'effecteur.

En effet, nous rappelons que le modèle dynamique inverse peut s'écrire :

$$\Gamma = D_{inv}^{-T}(X) \left((A_P(X) + A_{Xi}(X)) \ddot{X} + H_P(X, \dot{X}) + H_{Xi}(X, \dot{X}) \right) \quad (3.1)$$

où :

- A_P est la matrice d'inertie de l'effecteur exprimée dans le repère effecteur
- A_{Xi} est la matrice d'inertie des jambes projetée dans le repère effecteur
- H_P est le vecteur des forces de Coriolis, centrifuges et de gravité de l'effecteur exprimé dans le repère effecteur
- H_{Xi} est le vecteur des forces de Coriolis, centrifuges et de gravité des jambes projeté dans le repère effecteur
- D_{inv}^{-T} est la jacobienne directe transposée obtenue par inversion de la jacobienne inverse transposée

En inversant cette équation, l'accélération de l'effecteur peut être reliée au couple par la relation suivante :

$$\ddot{X} = (A_P(X) + A_{Xi}(X))^{-1} \left(D_{inv}^T(X) \Gamma - H_P(X, \dot{X}) - H_{Xi}(X, \dot{X}) \right) \quad (3.2)$$

Pour les simulations, nous supposons que le modèle dynamique direct donne une image fidèle de l'accélération réelle de l'effecteur. En intégrant deux fois, la pose réelle de l'effecteur est alors obtenue (voir Figure 3.1).

Nous supposons que les paramètres des modèles utilisés dans la loi de commande sont obtenus par identification et ne reflètent donc pas parfaitement le comportement réel. Ainsi, ces paramètres sont repris dans le modèle dynamique direct avec une erreur aléatoire correspondant à la qualité des procédures d'identification réalisées.

Ensuite, afin de simuler la chaîne d'acquisition articulaire complète, la pose réelle reconstruite est passée dans le modèle géométrique inverse. Les paramètres utilisés dans ce modèle sont également bruités par rapport aux paramètres géométriques identifiés. Enfin, un bruit correspondant à la précision des codeurs articulaires est ajouté aux variables articulaires ainsi reconstruites (voir Figure 3.1).

Pour simuler la chaîne de mesure Cartésienne, un bruit correspondant à la précision du système de mesure Cartésien est ajouté à la pose réelle de l'effecteur. Nous nous plaçons dans un cas idéal où la vision et la commande sont synchrones et qu'il n'y a pas de retard.

Au cours des simulations, les différentes commandes sont testées avec différentes trajectoires et plusieurs jeux de paramètres plus ou moins bruités. Afin d'effectuer une étude statistique, 100 jeux de paramètres sont tirés aléatoirement et utilisés. Le comportement moyen pour l'ensemble des simulations est ensuite retenu.

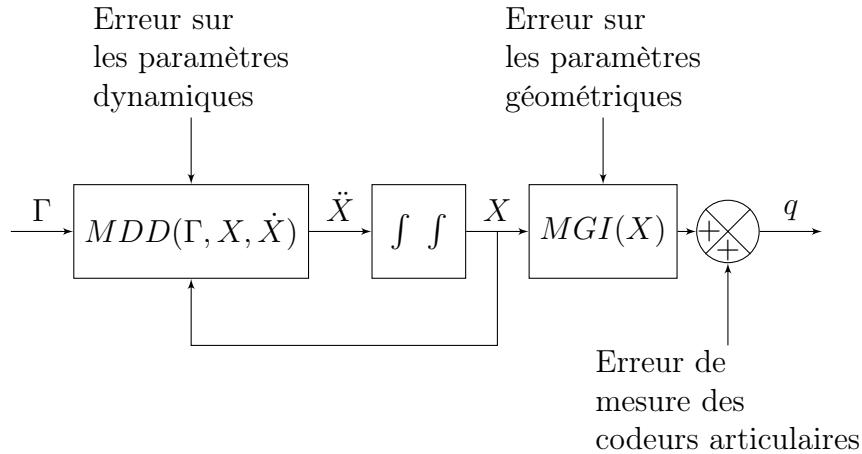


FIG. 3.1 – *Représentation théorique du comportement du robot utilisée en simulation*

3.1.2 Application à l’Isoglide-4 T3R1

Présentation

L’Isoglide-4 T3R1 (Figure 3.2) est un robot à 4 degrés de liberté. Il possède 4 jambes identiques mues par un actionneur linéaire, comprenant ensuite 2 liaisons rotoides et une liaison de type cardan avec la plateforme (voir Figure 3.3 et Figure 3.4). Ce robot a la particularité de présenter des translations découplées et une rotation générée par une différence de vitesse entre les deux jambes verticales. Cette spécificité rend la modélisation géométrique et cinématique extrêmement simple puisque le robot possède un modèle géométrique direct analytique unique. Ce robot a donc été conçu pour simplifier la mise en oeuvre de lois de commande dans l’espace articulaire et Cartésien. Le passage d’un espace de commande à l’autre étant relativement simple.

L’application principale de l’Isoglide-4 T3R1 est l’usinage à grande vitesse avec des accélérations maximales de 20 m.s^{-2} . C’est pourquoi les jambes de ce robot sont plus imposantes que l’effecteur, au contraire de la plupart des robots parallèles actuels. La dynamique des jambes a donc une influence non négligeable et doit être prise en compte dans la commande. De plus, si le découplage cinématique est assuré mécaniquement, le couplage dynamique entre les jambes reste présent en raison de la présence d’une structure en boucle fermée. Ainsi, le comportement dynamique non négligeable est intéressant à étudier d’un point de vue commande.

Déroulement des simulations

Les expressions des modèles utilisés sont données en Annexe B ainsi que la démarche pour les obtenir. Les simulations effectuées sur l’Isoglide-4 T3R1 concernent plusieurs points :

1. Comparaison des différentes lois de commande
2. Comportements sur différentes trajectoires à différentes vitesses
3. Influence des étalonnages géométriques et dynamiques

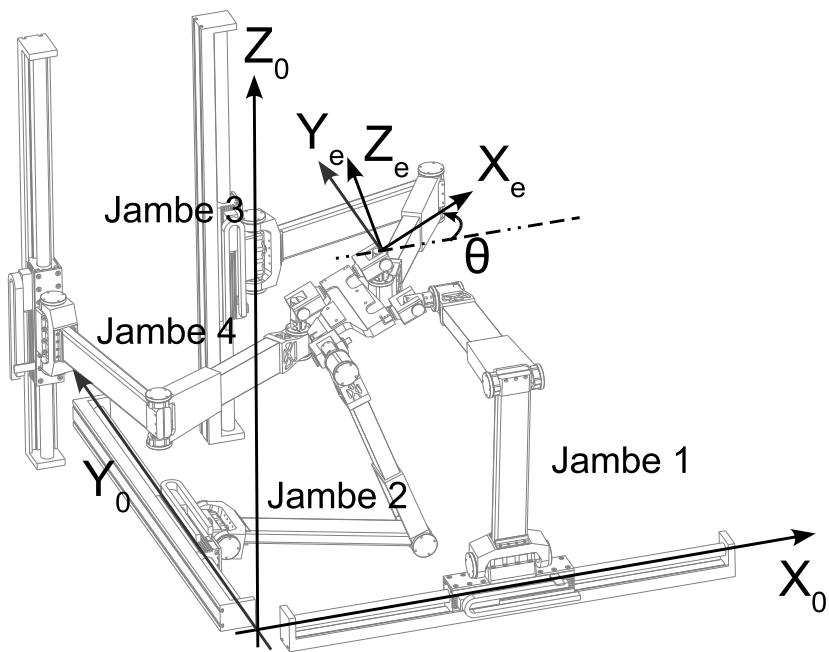


FIG. 3.2 – Vue d'ensemble de l'Isoglide-4 T3R1

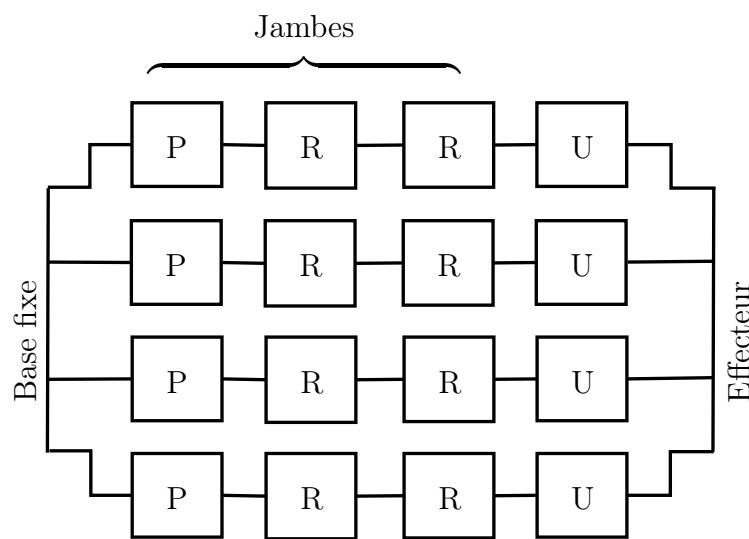


FIG. 3.3 – Graphe d'agencement de l'Isoglide-4 T3R1

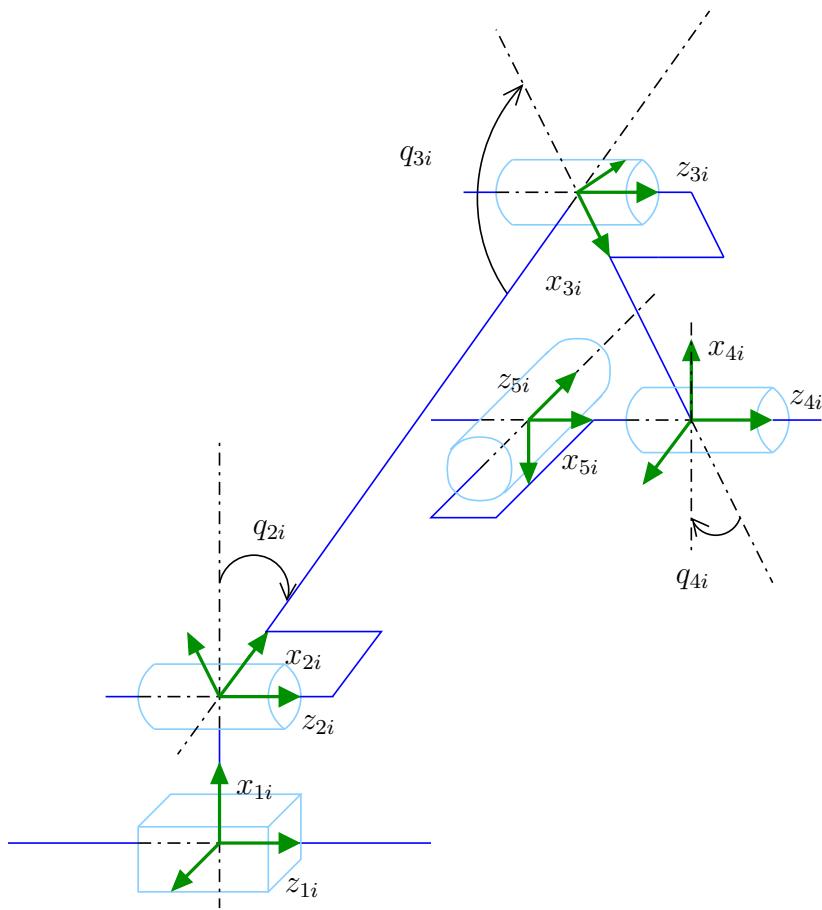


FIG. 3.4 – Schéma cinématique d'une jambe

4. Influence des défaut possibles la mesure extéroceptive
5. Performances théoriquement atteignables avec la commande extéroceptive

La première série de simulations montre une comparaison des différentes lois de commande. Tout d'abord, sur des trajectoires relativement lentes (3 m.s^{-2}) à l'image des opérations d'usinage, puis sur des trajectoires plus rapides (jusqu'à 10 m.s^{-2}) de type changement d'outil. Lors de ces simulations, la phase d'étalonnage géométrique et dynamique est supposée très performante. Les longueurs géométriques des jambes sont identifiées à $50\mu\text{m}$ près, erreurs correspondant aux défauts de montage et de fabrication imposés sur l'Isoglide-4 T3R1 et vérifiées en métrologie par vision stéréoscopique [Riz06]. La position des moteurs sur le bâti est supposée connue à 1mm près en raison des difficultés de montage inhérentes au robot. L'étape d'identification dynamique est supposée parfaitement réalisée avec une erreur d'estimation des paramètres de 1%. D'un point de vue mesure articulaire, les codeurs articulaires permettent une précision d' $1\mu\text{m}$ conformément aux données constructeur. D'un point de vue mesure extéroceptive, le capteur visuel est supposé très performant : acquisition à 1kHz , précision de $10\mu\text{m}$ et 1.10^{-3} degrés. Nous supposons donc être capable d'effectuer la mesure à la vitesse maximale actuellement atteinte en expérimentation tout en gardant la précision d'une mesure effectuée hors-ligne.

Comparaison sur trajectoires classiques

La Figure 3.5 et la Figure 3.6 présentent une comparaison des lois de commande sur deux trajectoires typiques dans le plan XY : une trajectoire linéaire avec changement de direction abrupt et une trajectoire circulaire. Les lois de commande considérées sont la commande linéaire articulaire (PID), la commande en couple calculé articulaire (CC articulaire), la commande en couple calculé Cartésienne (CC Cartésien) et la commande en couple calculé extéroceptive (CC Visuel).

La trajectoire linéaire permet d'étudier le suivi de ligne droite faisant intervenir un ou deux axes, le passage d'angle droit et le passage d'angle aigu. Cette trajectoire n'est pas interpolée géométriquement. Les changements de direction ne sont donc pas assouplis. Ainsi, nous pouvons comparer les commandes sans l'influence de la génération de trajectoire propre aux opérations d'usinage. Néanmoins, la trajectoire est interpolée temporellement par un polynôme de degré cinq avec vitesse et accélération nulles aux changements de direction (voir Annexe D). En effet, les commandes utilisant une anticipation en accélération, elles peuvent devenir instables en présence de discontinuités de l'accélération.

La trajectoire circulaire permet de comparer les commandes sur une trajectoire moins contraignante en terme discontinuités spatiales mais plus contraignante en terme de sollicitation dynamique. En effet, la trajectoire circulaire fait intervenir plusieurs axes de manières différentes.

Ainsi, ces deux simulations permettent d'illustrer de manière quantitative le comportement global des différentes lois de commande. Tout d'abord, en se référant à la Figure 3.5 et la Figure 3.6, il apparaît clairement que les commandes proprioceptives présentent un biais par rapport à la trajectoire de référence contrairement à la commande extéroceptive. Ensuite, les commandes en couple calculé proprioceptives et extéroceptive semblent visuellement donner des résultats très proches en terme de suivi de trajectoire. A contrario, sur des lignes droites, la commande linéaire permet un suivi relativement faible avec des

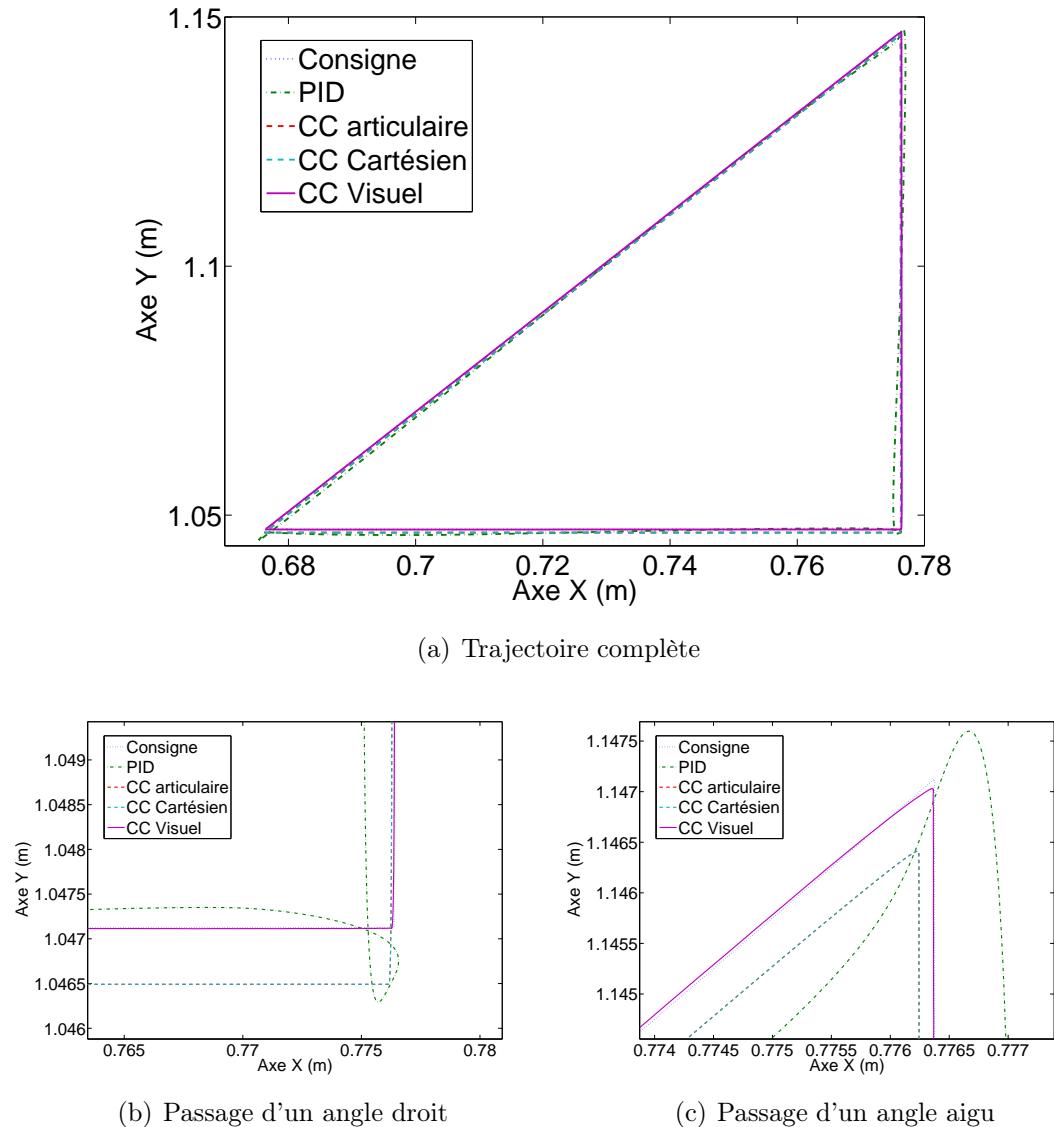


FIG. 3.5 – Comparaison des lois de commande sur un triangle dans le plan XY parcouru à 5 m.s^{-2}

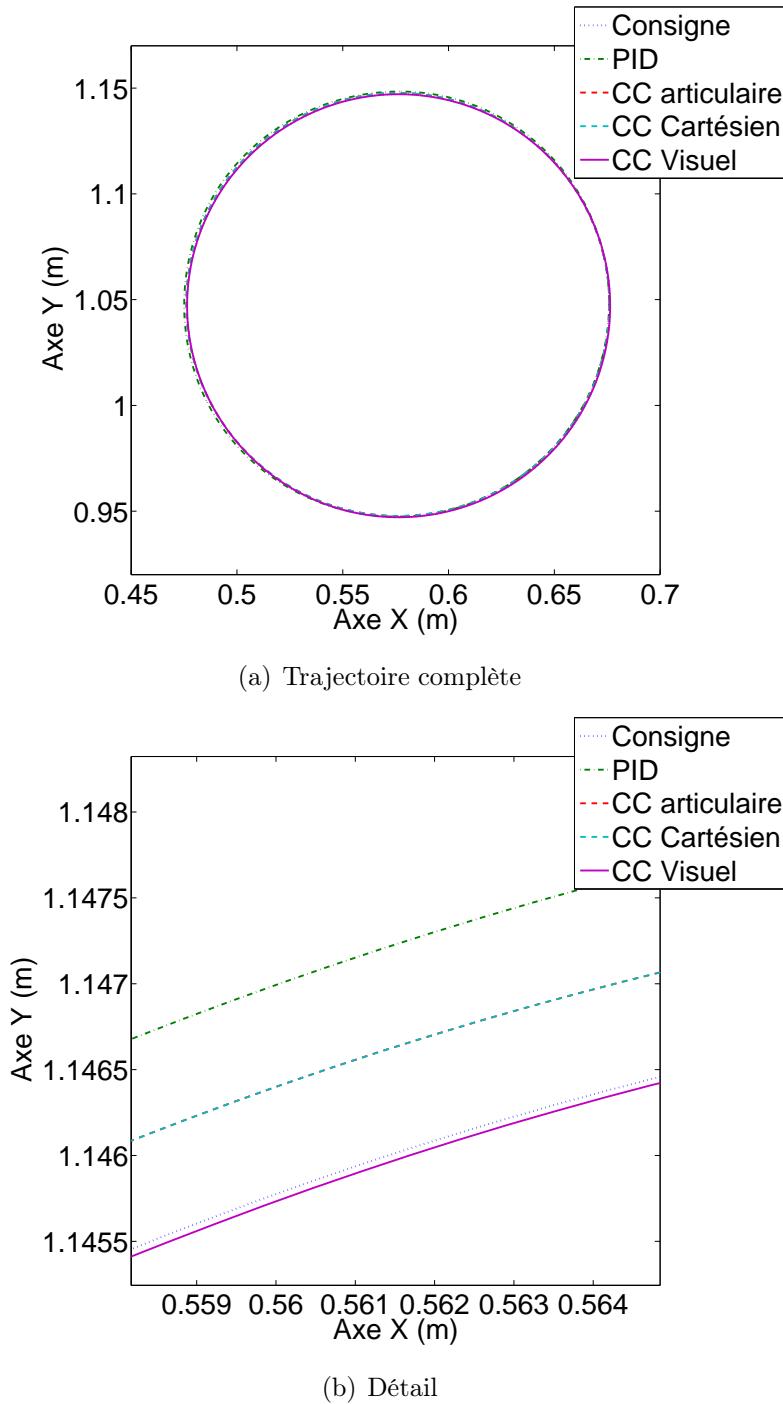


FIG. 3.6 – Comparaison des lois de commande sur un cercle dans le plan XY parcouru à 5 m.s^{-2}

Trajectoire	Loi de commande	Défaut de position (μm)		Défaut d'orientation (10^{-3} degrés)	
		\hat{m}	σ	\hat{m}	σ
Droite X	Linéaire articulaire	1009	249	-0.584	0.757
	Couple calculé articulaire	901	18	-0.477	0.028
	Couple calculé Cartésien	901	18	-0.477	0.028
	Couple calculé visuel	34	15	-0.001	0.028
Droite Y	Linéaire articulaire	1110	334	-0.343	0.849
	Couple calculé articulaire	875	16	-0.177	0.031
	Couple calculé Cartésien	875	16	-0.177	0.031
	Couple calculé visuel	33	14	-0.003	0.031
Droite Z	Linéaire articulaire	945	143	-0.664	0.269
	Couple calculé articulaire	971	19	-0.410	0.029
	Couple calculé Cartésien	971	19	-0.410	0.029
	Couple calculé visuel	34	17	-0.009	0.028
Droite XY	Linéaire articulaire	1423	528	-0.592	0.808
	Couple calculé articulaire	1018	28	-0.481	0.029
	Couple calculé Cartésien	1018	28	-0.481	0.029
	Couple calculé visuel	46	23	0.004	0.028
Rotation pure θ	Linéaire articulaire	1091	140	-0.080	1.439
	Couple calculé articulaire	1063	3	-0.421	0.137
	Couple calculé Cartésien	1063	3	-0.421	0.137
	Couple calculé visuel	10	5	-0.030	0.104

TAB. 3.1 – Comparaison des différentes commandes sur des trajectoires à $3 m.s^{-2}$ en termes de défaut de position et défaut d'orientation

ondulations importantes et des oscillations aux changements de direction. Dans le cas du cercle, la commande linéaire semble afficher un suivi très correct.

Influence des axes sollicités et de la vitesse

Le Tableau 3.1, le Tableau 3.2 et le Tableau 3.3 résument en chiffres les performances atteintes par les 4 lois de commande considérées plus haut sur différentes trajectoires. Le Tableau 3.1 donne une comparaison sur différents axes à vitesse réduite. Le Tableau 3.2 donne une comparaison sur une trajectoire linéaire pour plusieurs vitesses de déplacement. Le Tableau 3.3 donne une comparaison sur une rotation pour plusieurs vitesses de déplacement. Nous appelons défaut de position, la norme du vecteur d'erreur entre consigne et pose d'effecteur réelle (sortie du modèle dynamique direct) sur les degrés de liberté correspondants aux translations. Seuls sont considérés la moyenne et l'écart-type des défauts de position :

Vitesse	Loi de commande	Défaut de position (μm)		Défaut d'orientation (10^{-3} degrés)	
		\hat{m}	σ	\hat{m}	σ
3 m.s^{-2}	Linéaire articulaire	1009	249	-0.584	0.757
	Couple calculé articulaire	901	18	-0.477	0.028
	Couple calculé Cartésien	901	18	-0.477	0.028
	Couple calculé visuel	34	15	-0.001	0.028
5 m.s^{-2}	Linéaire articulaire	1302	477	-0.323	0.697
	Couple calculé articulaire	964	37	-0.092	0.028
	Couple calculé Cartésien	964	37	-0.092	0.028
	Couple calculé visuel	60	33	-0.002	0.028
10 m.s^{-2}	Linéaire articulaire	2203	1098	0.496	0.548
	Couple calculé articulaire	1027	81	-0.237	0.030
	Couple calculé Cartésien	1027	81	-0.237	0.030
	Couple calculé visuel	125	79	-0.001	0.028

TAB. 3.2 – Comparaison des différentes commandes sur des trajectoires linéaires suivant l'axe X de 3 m.s^{-2} à 10 m.s^{-2} en termes de défaut de position et défaut d'orientation

Vitesse	Loi de commande	Défaut de position (μm)		Défaut d'orientation (10^{-3} degrés)	
		\hat{m}	σ	\hat{m}	σ
11.6 rad.s^{-2}	Linéaire articulaire	1091	140	-0.080	1.439
	Couple calculé articulaire	1063	3	-0.421	0.137
	Couple calculé Cartésien	1063	3	-0.421	0.137
	Couple calculé visuel	10	5	-0.030	0.104
18.2 rad.s^{-2}	Linéaire articulaire	1026	168	-0.581	2.471
	Couple calculé articulaire	961	3	-1.176	0.265
	Couple calculé Cartésien	961	3	-1.176	0.265
	Couple calculé visuel	11	4	-0.042	0.224
36.4 rad.s^{-2}	Linéaire articulaire	1130	261	0.326	4.580
	Couple calculé articulaire	1029	4	-0.451	0.534
	Couple calculé Cartésien	1029	4	-0.451	0.534
	Couple calculé visuel	13	7	-0.072	0.509

TAB. 3.3 – Comparaison des différentes commandes sur des rotations pures de 11.6 rad.s^{-2} à 36.4 rad.s^{-2} en termes de défaut de position et défaut d'orientation

$$\hat{m} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \|t_d(i) - t(i)\| \quad (3.3)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \|t_d(i) - t(i)\|^2} \quad (3.4)$$

où $t_d(i)$ est la consigne de translation à l'échantillon i , $t(i)$ est la translation réelle à l'échantillon i et n est le nombre total d'échantillons de la trajectoire considérée.

La moyenne donne une image de la précision statique (influence de la géométrie et la mesure) et l'écart type reflète la précision dynamique (réglage de la commande, influence de la compensation dynamique, précision du capteur).

Il en est fait de même avec l'erreur correspondant aux rotations :

$$\hat{m} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \|\theta_d(i) - \theta(i)\| \quad (3.5)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \|\theta_d(i) - \theta(i)\|^2} \quad (3.6)$$

où $\theta_d(i)$ est la consigne de rotation à l'échantillon i , $\theta(i)$ est la rotation réelle à l'échantillon i et n est le nombre total d'échantillons de la trajectoire considérée.

Après lecture de ces tableaux, il apparaît plusieurs points. Tout d'abord, la précision statique des commandes en couple calculé proprioceptives est de l'ordre du mm pour la position et de 0.5 millièmes de degré quelque soit l'axe sollicité pour des accélérations de 3 m.s.^{-2} . A l'opposé, la commande extéroceptive offre une meilleure précision statique, de 10 à $40 \mu\text{m}$ et de 0.001 à 0.03 millième de degré aux mêmes accélérations. Elle ne présente donc pas de biais contrairement aux commandes proprioceptives. En revanche, la précision statique de la commande extéroceptive se dégrade en fonction de la vitesse et de l'axe sollicité contrairement aux commandes en couple calculé proprioceptives (Tableau 3.2 et Tableau 3.3). Néanmoins, la commande extéroceptive autorise toujours la meilleure précision statique pour les vitesses considérées.

En se focalisant maintenant sur la précision dynamique, il apparaît que la commande linéaire autorise des performances relativement faibles même à faible vitesse (de $200 \mu\text{m}$ à 1 mm et 0.3 à 4.5 millièmes de degré), comparé aux commandes avec compensation de la dynamique de la structure. Celles-ci offrent un gain non négligeable de précision de suivi (défaut de position pour les translations pures et d'orientation pour le rotations pures) : 20 à $80 \mu\text{m}$ et 0.03 à 0.5 millièmes de degrés même si celui-ci se dégrade avec l'augmentation de l'accélération. A l'opposé, le maintien en position des axes fixes est mieux assuré (défaut d'orientation pour les translations pures et de position pour le rotations pures). La précision de maintien varie peu avec l'accélération dans le cas des commandes en couple calculé. Enfin, il apparaît que les performances de la commande linéaire varient suivant l'axe de déplacement ce qui est moins le cas pour les commandes en couple calculé.

Défaut Géométrique	Loi de commande	Défaut de position (μm)		Défaut d'orientation (10^{-3} degrés)	
		\hat{m}	σ	\hat{m}	σ
Longueur à $100\mu m$	Linéaire articulaire	1308	465	-0.083	0.692
	Couple calculé articulaire	974	35	0.146	0.030
	Couple calculé Cartésien	974	35	0.146	0.030
	Couple calculé visuel	60	33	0.002	0.030
Longueur à $1mm$	Linéaire articulaire	1600	419	0.108	0.697
	Couple calculé articulaire	1037	33	0.341	0.028
	Couple calculé Cartésien	1037	33	0.341	0.028
	Couple calculé visuel	60	33	-0.005	0.027
Position moteurs à $10mm$	Linéaire articulaire	994	454	-3.924	0.702
	Couple calculé articulaire	991	34	-3.699	0.066
	Couple calculé Cartésien	991	34	-3.699	0.066
	Couple calculé visuel	60	33	0.003	0.030

TAB. 3.4 – *Influence des défauts d'étalonnage géométrique sur les différentes lois de commande sur une trajectoire linéaire suivant l'axe X à $5 m.s^{-2}$*

Influence des défauts d'étalonnage

Nous étudions alors l'influence des défauts d'étalonnage géométriques et dynamiques sur les performances des lois de commande. Les défauts géométriques concerne l'estimation des longueurs utiles et de la position initiale des moteurs dans l'espace Cartésien. Les défauts dynamiques concerne uniquement l'erreur d'estimation des paramètres dynamiques lors du processus d'identification dynamique.

Concernant les défauts d'étalonnage géométrique, le Tableau 3.4 et le Tableau 3.5 présentent une comparaison chiffrée des trois lois de commande en couple calculé sur une translation pure et sur une rotation pure. Ainsi, il apparaît que la commande par vision ne semble pas ou peu être affectée par ce problème d'étalonnage. En effet, elle autorise des précisions statiques et dynamiques constantes quelque soit le défaut considéré. A l'opposé, les commandes proprioceptives sont plus sensibles aux défauts d'étalonnage géométrique. Il apparaît que l'estimation des longueurs a une influence relativement importante sur la précision statique du maintien en position lors de rotations pures. La précision statique et dynamique sur l'orientation est dégradé avec la perte de précision sur l'estimation des longueurs. L'estimation de la position des moteurs a également une grande influence sur la précision en rotation.

Concernant les défauts d'étalonnage dynamique, le Tableau 3.6 présente une comparaison chiffrée des quatre lois de commande considérées sur une translation pure et sur une rotation pure. Dans ce cas, la commande en vision semble relativement sensible aux erreurs d'étalonnage dynamique : une erreur 5 fois plus grande sur les paramètres dynamiques entraîne une précision statique et dynamique 5 fois moindre en translation, 5 fois moindre sur le suivi en rotation et 8 fois moindre sur le maintien en rotation. Les commandes proprioceptives présentent une sensibilité différente aux erreurs d'étalonnage dynamique. L'étalonnage dynamique agit peu sur le défaut moyen mais plus sur le défaut

Défaut Géométrique	Loi de commande	Défaut de position (μm)		Défaut d'orientation (10^{-3} degrés)	
		\hat{m}	σ	\hat{m}	σ
Longueur à $100\mu m$	Linéaire articulaire	1059	201	0.483	2.506
	Couple calculé articulaire	1010	3	-0.115	0.246
	Couple calculé Cartésien	1010	3	-0.115	0.246
	Couple calculé visuel	11	5	-0.048	0.221
Longueur à $1mm$	Linéaire articulaire	1621	161	1.592	2.593
	Couple calculé articulaire	1501	2	1.003	0.393
	Couple calculé Cartésien	1501	2	1.003	0.393
	Couple calculé visuel	11	5	-0.054	0.205
Position moteurs à $10mm$	Linéaire articulaire	1041	207	-0.364	2.582
	Couple calculé articulaire	1043	5	-0.961	0.824
	Couple calculé Cartésien	1043	5	-0.961	0.824
	Couple calculé visuel	12	6	-0.041	0.224

TAB. 3.5 – *Influence des défauts d'étalonnage géométrique sur les différentes lois de commande sur une rotation pure à 18.2 rad.s^{-2}*

Trajectoire / Défaut Dynamique	Loi de commande	Défaut de position (μm)		Défaut d'orientation (10^{-3} degrés)	
		\hat{m}	σ	\hat{m}	σ
X/10%	Couple calculé articulaire	992	57	0.143	0.280
	Couple calculé Cartésien	992	57	0.143	0.280
	Couple calculé visuel	112	56	0	0.278
X/50%	Couple calculé articulaire	1104	268	0.501	1.546
	Couple calculé Cartésien	1104	268	0.501	1.546
	Couple calculé visuel	500	318	0.464	1.547
Rotation pure/10%	Couple calculé articulaire	1018	45	0.219	0.418
	Couple calculé Cartésien	1018	45	0.219	0.418
	Couple calculé visuel	69	68	-0.037	0.411
Rotation pure/50%	Couple calculé articulaire	1025	159	1.338	1.730
	Couple calculé Cartésien	1025	159	1.338	1.730
	Couple calculé visuel	229	234	0.070	1.686

TAB. 3.6 – *Influence des défauts d'étalonnage dynamique sur les différentes lois de commande sur une trajectoire linéaire suivant l'axe X à 5 m.s^{-2} et d'une rotation pure à 18.2 rad.s^{-2}*

Trajectoire	Défaut	Défaut de position (μm)		Défaut d'orientation (10^{-3} degrés)	
		\hat{m}	σ	\hat{m}	σ
X	Précision $100\mu m$	111	41	0.001	0.026
	Précision $1mm$	1122	490	-0.016	0.356
	Précision 1 degré	60	33	0.157	0.066
	Fréquence $500Hz$	938	1025	-0.002	0.125
Rotation pure	Précision $100\mu m$	88	23	-0.062	0.232
	Précision $1mm$	1058	396	0.024	1.207
	Précision 1 degré	10	4	0.094	0.246
	Fréquence $500Hz$	104	80	0.455	3.509

TAB. 3.7 – *Influence des défauts de mesure sur la commande extéroceptive sur une trajectoire linéaire suivant l'axe X à $5 m.s^{-2}$ et d'une rotation pure à $18.2 rad.s^{-2}$*

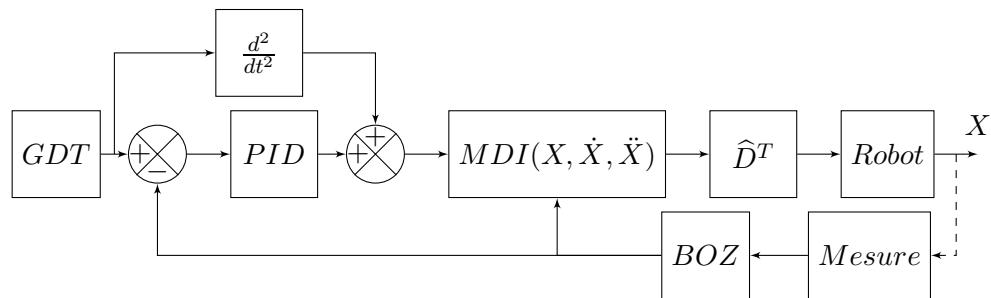


FIG. 3.7 – *Schéma bloc utilisé pour la simulation dans le cas d'une mesure à $500Hz$ et d'une commande à $1kHz$*

dynamique.

Influence des performances de la mesure visuelle

Nous étudions alors l'influence des défauts inhérents à la mesure visuelle. Ces défauts proviennent d'une perte de précision sur la mesure de position, d'une perte de précision sur la mesure d'orientation et d'une perte de la cadence de mesure. Dans ce dernier cas, la différence de fréquence d'échantillonnage entre commande et mesure est simulée par un bloqueur d'ordre 0 (Figure 3.7). Par conséquent, aucune stratégie de compensation de sous échantillonnage n'est envisagée.

Le Tableau 3.7 résume en chiffres l'influence des défauts de mesure visuelle. Il apparaît évidemment que la précision et la vitesse du capteur extéroceptif influent directement sur les performances de la commande. Concernant la mesure en translation, une précision linéaire 10 fois supérieure offre un suivi 10 fois meilleur sur les translations et 6 fois meilleur sur les rotations. Concernant la mesure en orientation, une augmentation de la précision d'un facteur 1000 a très peu d'influence. La fréquence de mesure a une grande influence sur la précision offerte par la commande extéroceptive aussi bien terme de maintient en position qu'en terme de suivi.

Analyse et interprétation des résultats de simulation

L'ensemble des simulations effectuées montrent plusieurs points. Le premier, la commande linéaire offre des performances relativement médiocres comparées aux commandes en couple calculé même à vitesse réduite. La raison principale vient de la particularité de la structure de l'Isoglide-4 T3R1. En effet, la masse importante des jambes implique un couplage dynamique important entre les jambes. Une commande linéaire ne peut donc pas compenser efficacement le comportement dynamique fortement non linéaire de la structure. De plus, le découplage cinématique entre les jambes implique qu'un effort parasite du au couplage dynamique est directement transmis aux actionneurs. Concrètement, lors d'un mouvement sur un axe seul, un seul actionneur est commandé. La commande des autres actionneurs doit juste contrer une perturbation non linéaire due au couplage dynamique ce qui est plus contraignant que de suivre une trajectoire. En utilisant le modèle dynamique inverse, cette perturbation est prédictive et donc contrôlée plus efficacement. Par conséquent, l'utilisation d'une commande en couple calculé sur une structure lourde comme une machine outil nous apparaît alors très intéressante en terme de gain de précision. De plus, ces simulations contredisent d'une certaine manière les avantages généralement attribués aux machines parallèles à structure découplée. En effet, celles-ci sont construites dans le but de simplifier la commande et donc de proposer des performances dynamiques importantes. Or, pour effectuer des tâches exigeantes en terme de sollicitations dynamiques, la commande ne doit surtout pas être simplifiée mais au contraire doit être relativement complexe. La question de l'avantage des structures découplées sur les structures couplées se pose alors. Il devient donc intéressant d'effectuer la même démarche sur une structure couplée.

Le deuxième point est l'amélioration importante amenée par l'utilisation d'une commande extéroceptive avec un capteur rapide et précis. Tout d'abord, la précision statique est grandement améliorée puisqu'elle ne dépend que du capteur et non de l'étalonnage géométrique comme dans le cas d'une commande proprioceptive. Le gain en terme de suivi moyen permet d'assurer que la trajectoire réalisée est bien celle désirée sans recourir à des compensation d'offset ou des mouvements relatifs par rapport à une position atteinte manuellement. En supposant que le moyen de mesure extéroceptif est correctement étalonné, il est alors envisageable de travailler en absolu dans tout l'espace de travail accessible de la machine avec une précision de positionnement constante. Cet avantage peut s'avérer intéressant dans le cas de production en petite série et surtout dans le cas de la manipulation d'objet non modélisé. Ensuite, concernant la précision dynamique, la commande avec mesure extéroceptive ne semble pas offrir un grand gain par rapport à la commande proprioceptive. Cependant, il faut tout de même noter que nous obtenons les mêmes performances entre un capteur proprioceptif à $1\mu m$ et un capteur extéroceptif à $10\mu m$. Avec la même précision de mesure, la commande extéroceptive est donc plus précise. La raison est simple : seule la précision du capteur et de l'étalonnage dynamique fixe la précision dynamique de la commande extéroceptive. A contrario, la précision d'une commande proprioceptive dépend de la précision du capteur, de l'étalonnage géométrique et dynamique. Une mauvaise identification géométrique fausse l'estimation de la pose de l'effecteur et donc de la dynamique du robot.

Le troisième point concerne uniquement la commande par capteur extéroceptif. Pour obtenir de bonnes performances, il est nécessaire de respecter plusieurs points : bonne

identification dynamique comme toute commande en couple calculé, précision sur la position importante. La précision angulaire est moins influente. Ceci permet d'élaborer un stratégie par rapport au choix du système de mesure. Si la précision en rotation importe peu, un laser tracker est alors envisageable. Concernant la vitesse du capteur, les simulations montrent qu'il nécessaire d'avoir un capteur à la fréquence de la commande. Cependant, nous utilisons ici un simple bloqueur d'ordre 0. En utilisant un algorithme prédictif qui compenserait le sous échantillonnage ou en utilisant une interpolation polynomiale, une amélioration de la précision pourrait être envisageable. Néanmoins, il faut regarder en terme de puissance de calcul si il est plus avantageux d'augmenter la vitesse du capteur ou d'essayer de compenser le sous-échantillonnage. Si la fréquence peut être diminuée dans le cas d'un commande par vision, il est possible d'utiliser un algorithme de calcul de pose plus gourmand en calcul mais également plus précis. Il faut tout de fois garder à l'esprit qu'une diminution de la fréquence de mesure implique une diminution de la vitesse maximale de déplacement autorisée par la commande.

Le dernier point concerne le comportement de la commande face aux discontinuités de trajectoire, ici le cas d'un triangle dans le plan XY (Figure 3.5). En effet, le trajectoire générée ici est assez basique : interpolation par polynôme de degré 5 point par point (voir Annexe D). Il y a donc discontinuité spatiale (passage des angles) et temporelle pour l'accélération. La commande linéaire a donc du mal à suivre correctement les angles, il serait nécessaire de générer des trajectoires moins excitantes en "arrondissant" les angles et en les passant à vitesse très réduite. C'est par exemple le cas du cercle où la commande linéaire donne de bons résultats (Figure 3.6). En utilisant une commande en couple calculé, le passage des angles est naturellement lissé par l'utilisation du modèle dynamique inverse. Un changement abrupt de direction est donc mieux géré ce qui permet de générer des trajectoires moins douces et d'augmenter la vitesse de passage aux points de rebroussement. L'utilisation d'une commande en couple calculé permettrait donc de simplifier le travail en amont concernant la génération de trajectoire, domaine très en vogue pour la recherche de productivité.

Enfin, il faut également remarquer dans le cas particulier de l'Isoglide-4 T3R1 que le choix de l'espace de commande importe peu pour la commande proprioceptive contrairement à ce qui a été dit dans le chapitre précédent. En effet, la relation entre espace articulaire et espace Cartésien étant triviale pour ce robot, utiliser une commande en couple calculé dans l'espace articulaire ou dans l'espace Cartésien avec le MGD revient quasiment au même.

3.1.3 Application à l'Orthoglide

Présentation

L'Orthoglide (Figure 3.8) est un démonstrateur à trois degrés de liberté de type translation. Ce robot possède trois jambes identiques ce qui simplifie évidemment la modélisation dynamique. L'Orthoglide est avant-tout conçu pour l'Usinage à Grande Vitesse et autorise des accélérations maximales de 20 m.s^{-2} dans sa version actuelle.

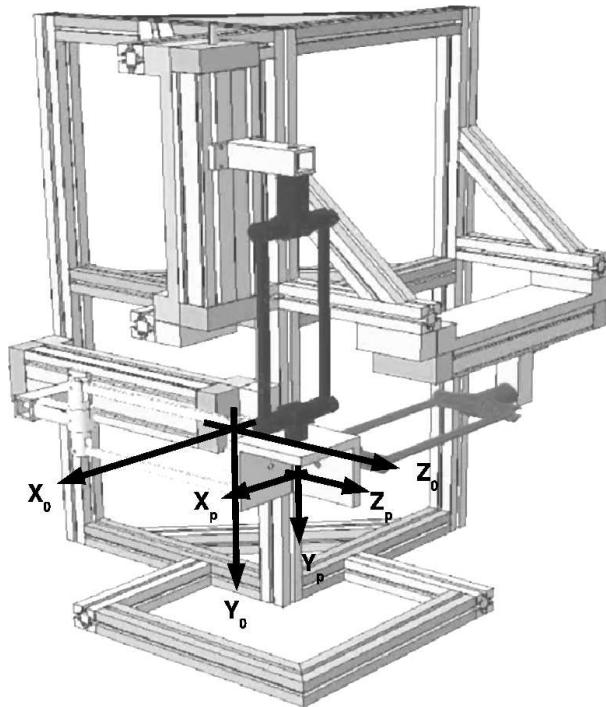


FIG. 3.8 – Schéma de l'Orthoglide [WC00]

Simulations

L'Orthoglide est modélisé en Annexe A. Les simulations effectuées ici ont pour but de comparer les différentes lois de commande sur une structure légère, couplée cinématiquement. L'étude est moins exhaustive que celle faite pour l'Isoglide-4 T3R1 puisque les comportements face aux défauts et à la trajectoire sont globalement les mêmes. Les simulations sur l'Orthoglide portent sur les points suivants :

1. Comparaison des différentes lois de commande
2. Comportements des trajectoires linéaires et circulaires
3. Influence des étalonnages géométriques et dynamiques
4. Performances théoriquement atteignables avec une commande extéroceptive et un capteur de précision de $10\mu m$ et de fréquence de mesure de $1kHz$

La Figure 3.9 et la Figure 3.10 montrent une comparaison de la commande linéaire articulaire (Linéaire), la commande en couple calculé articulaire (CC articulaire), la commande en couple calculé Cartésienne (CC Cartésien) et la commande en couple calculé extéroceptive (CC Visuel) sur une trajectoire linéaire et un cercle dans le plan XY. L'étape d'étalonnage est supposée parfaitement accomplie. Quantitativement, l'ensemble des commandes autorisent un suivi de trajectoire similaire. Dans le cas de l'Orthoglide, il n'y a pas de présence de biais pour les commandes proprioceptives contrairement au cas de l'Isoglide-4 T3R1.

Le Tableau 3.8 donne une comparaison sur un carré parcouru à $3 m.s^{-2}$ d'un point de vue numérique. Deux jeux de paramètres sont utilisés : un vient d'une identification

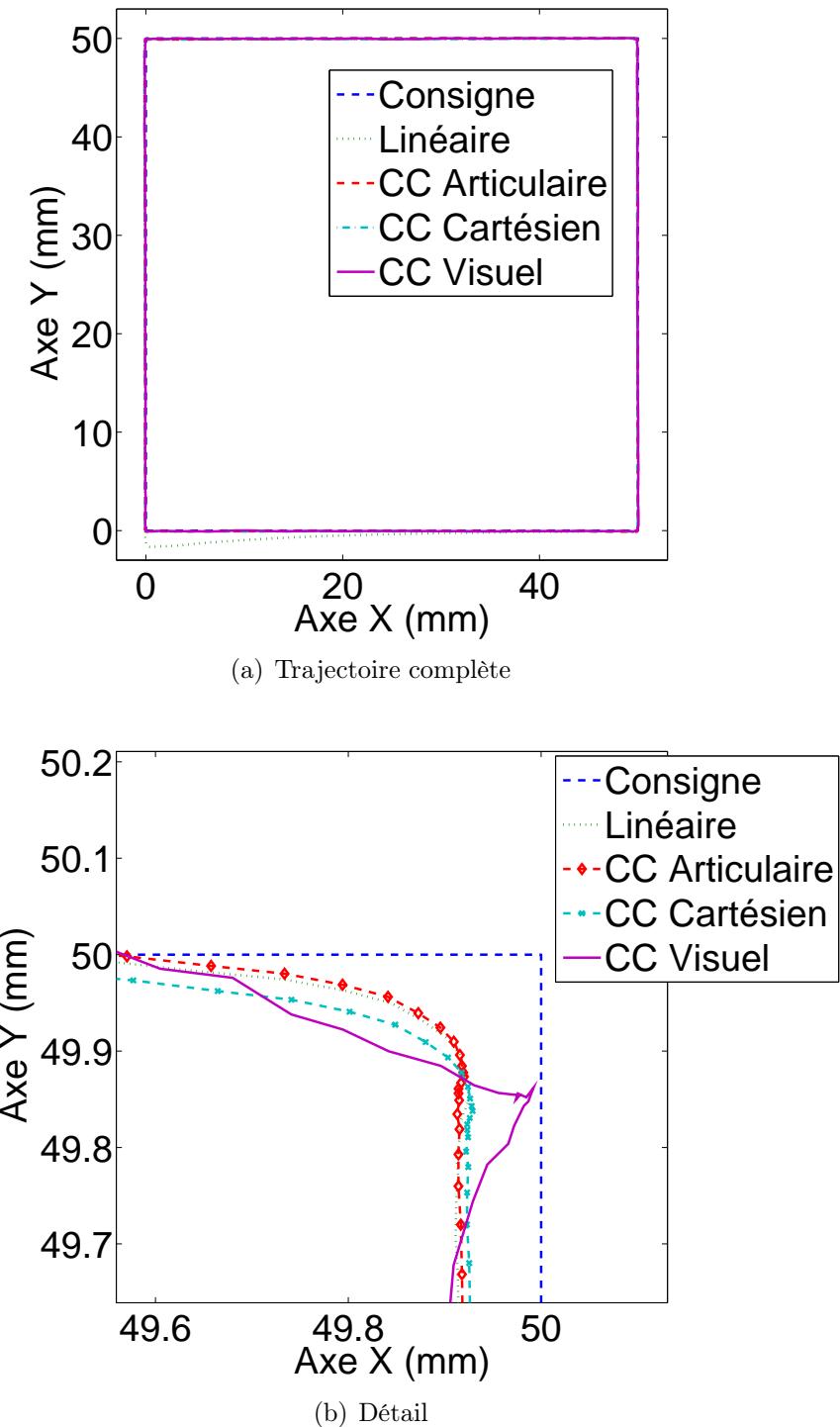


FIG. 3.9 – Comparaison des lois de commande sur un carré dans le plan XY parcouru à 3 m.s^{-2}

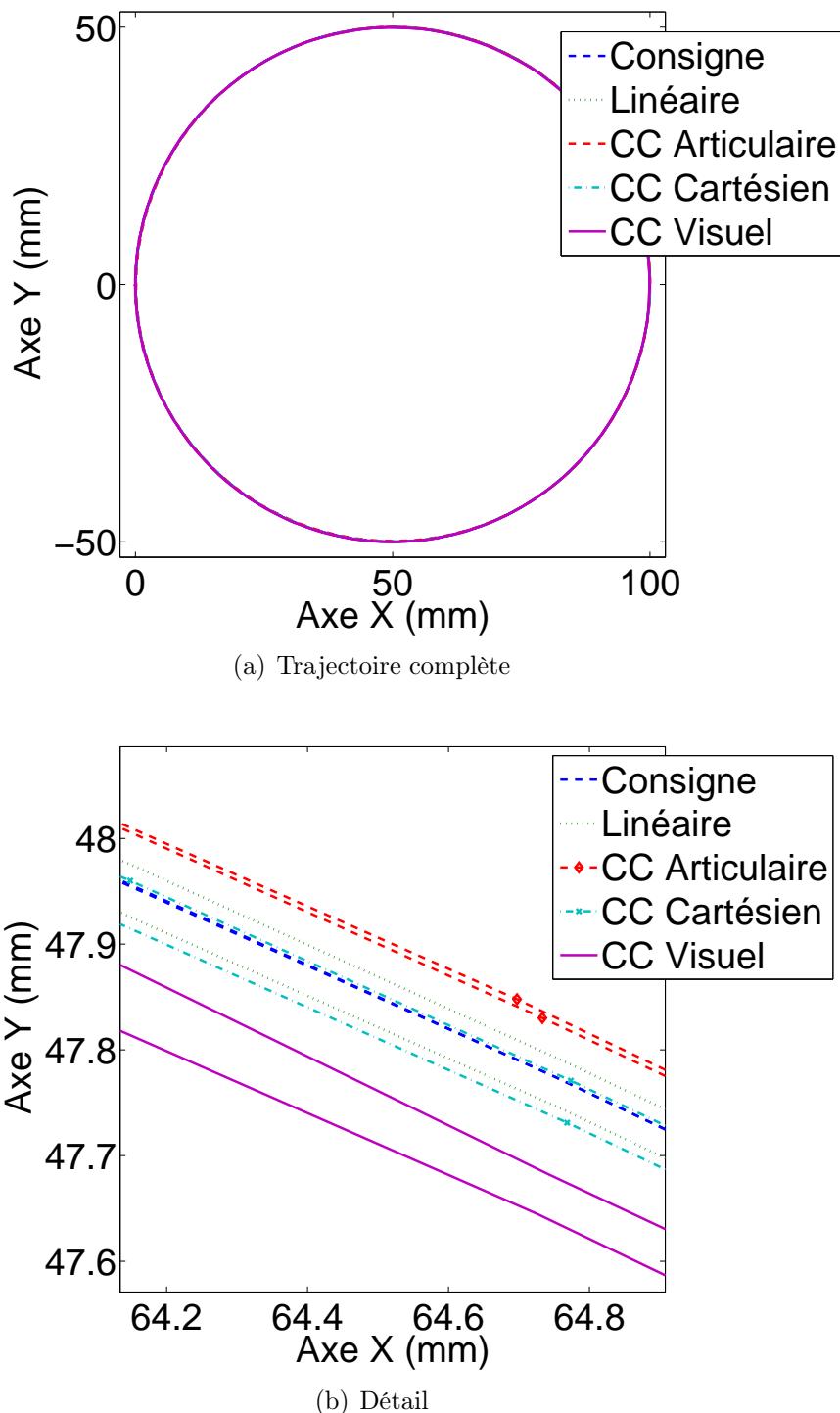


FIG. 3.10 – Comparaison des lois de commande sur un cercle dans le plan XY parcouru à 3 m.s^{-2}

Défaut	Loi de commande	Défaut de position	
		\hat{m}	σ
Géométrie à $100\mu m$ et dynamique à 10%	Linéaire articulaire	148	63
	Couple calculé articulaire	137	59
	Couple calculé Cartésien	131	57
	Couple calculé visuel avec capteur $100\mu m$	106	53
	Couple calculé visuel avec capteur $10\mu m$	83	34
Géométrie à $10\mu m$ et dynamique à 1%	Linéaire articulaire	111	40
	Couple calculé articulaire	93	39
	Couple calculé Cartésien	89	34
	Couple calculé visuel avec capteur $100\mu m$	103	52
	Couple calculé visuel avec capteur $10\mu m$	81	35

TAB. 3.8 – *Comparaison des différentes commandes sur un carré dans le plan XY parcouru à 3 m.s^{-2} en terme de défaut de position et défaut d'orientation, pour deux jeux de paramètres géométriques et dynamique*

classique ($100\mu m$ pour la géométrie et 10% pour la dynamique) et l'autre d'une identification plus précise ($10\mu m$ pour la géométrie et 1% pour la dynamique). La commande avec mesure extéroceptive précise offre les meilleurs résultats, résultats similaires pour les deux jeux de paramètres. La commande en couple calculé utilisant le MGD offre un léger gain de précision par rapport à la même commande dans l'espace articulaire. Cette amélioration est un peu plus importante avec une bonne identification avec $5\mu m$ de gagné sur la précision dynamique contre $2\mu m$ avec l'identification classique. Enfin, la commande linéaire permet des performances relativement proches des commandes en couple calculé.

Analyse et interprétation des résultats de simulation

Ces simulations permettent d'apporter une seconde confirmation sur l'amélioration apportée par une commande en couple calculé avec capteur extéroceptif précis. Néanmoins, cette amélioration est pas aussi flagrante quand une très bonne identification est effectuée avec les commandes proprioceptives. D'un point de vue strictement numérique, la question se pose donc entre améliorer l'identification ou améliorer le capteur extéroceptif. En se référant au Tableau 3.8, gagner un facteur 10 sur les défauts d'identification permet de gagner sur la précision statique un facteur de 2.75 et sur la précision dynamique un facteur de 1.15 pour une commande proprioceptive Cartésienne. Gagner un facteur 10 sur la mesure extéroceptive permet de gagner sur la précision statique un facteur de 3 et sur la précision dynamique un facteur de 1.5. En terme de coût de développement, nous ne pouvons pas affirmer quel investissement serait le plus rentable. Néanmoins, nous sommes ici dans un cas particulier où le Modèle Géométrique Direct est analytique et simple et la dynamique est faible.

Il est également intéressant de noter une différence entre structure couplée légère et structure découpée lourde : l'utilisation d'une commande linéaire est valable à faible vitesse pour la première et à proscrire pour la deuxième. En effet, dans le premier cas, le faible couplage entre les jambes et les petites masses mises en jeu impliquent un comportement dynamique quasi linéaire à faible vitesse. Une commande linéaire présente donc

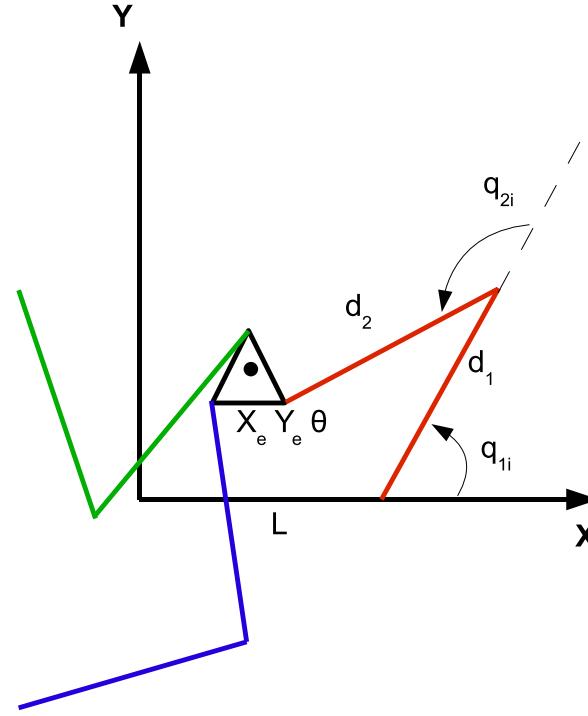


FIG. 3.11 – Le 3RRR et les notations utilisées

des performances correctes à moindre coût d’implémentation.

3.1.4 Application au 3-RRR

Présentation

Le robot 3-RRR (Figure 3.11) n’a pas à proprement parler d’applications réelles mais plutôt un rôle de démonstrateur. Nous proposons quelques simulations sur ce robot afin de montrer quelques avantages théoriques de la commande en couple calculé avec mesure extéroceptive difficiles à voir sur les architectures courantes. En effet, le 3-RRR à l’inconvénient d’avoir plusieurs modes de fonctionnement et d’assemblage possibles. De plus, au voisinage des points CUSP, il est possible de passer d’un mode de fonctionnement à un autre sans changer la configuration articulaire [CW98, ZWC07, CW04]. Ce robot nous permet donc d’étudier le comportement de la commande au passage de ces points qui sont généralement évités pour des raisons de stabilité.

Déroulement des simulations

La modélisation du robot est donnée en Annexe C. Nous proposons une comparaison entre le couple calculé proprioceptif et extéroceptif sur des trajectoires particulières. La mesure extéroceptive offre une précision de $10\mu m$ et 10^{-3} degrés ainsi qu’une fréquence de mesure d’ $1kHz$. La mesure proprioceptif offre une précision de $5,7.10^{-4}$ degrés (soit 10^{-3} radians). L’étalonnage utilisé est supposé performant : $10\mu m$ sur la géométrie et 1% sur la dynamique. Nous supposons qu’il n’y a pas de changement de mode d’assemblage pour des raisons que nous expliquons plus loin. Le 3RRR possédant un modèle géomé-

trique direct sans solutions algébriques, il faut utiliser un algorithme de minimisation non linéaire pour l'estimation de la pose de l'effecteur. Dans cette optique, nous utilisons la fonction *lsqnonlin* de la toolbox optimisation de MatlabTM pour estimer la pose qui minimise l'erreur entre variables articulaires actives mesurées et celles estimées par le MGI. L'algorithme, de type Levenberg-Marquardt, est initialisé par la pose précédente et utilise la jacobienne inverse analytique (voir Annexe C). Nous ne nous posons pas la question du temps de calcul de l'estimation par rapport à la fréquence de la commande.

Comparaison dans une situation favorable

La Figure 3.12, la Figure 3.13 et la Figure 3.14 donnent une comparaison des différentes lois de commande sur une droite XY parcourue à 10 m.s^{-2} . La commande avec MGD et la commande extéroceptive offrent des performances très proches avec un suivi très fin. La commande extéroceptive présente un bruit plus important mais un défaut d'orientation qui semble meilleur. A l'opposé, la commande articulaire présente un suivi Cartésien moindre par rapport aux deux commandes précédentes. La Figure 3.14 indique que le suivi dans l'espace articulaire est relativement faible. On retrouve donc une partie des résultats précédents.

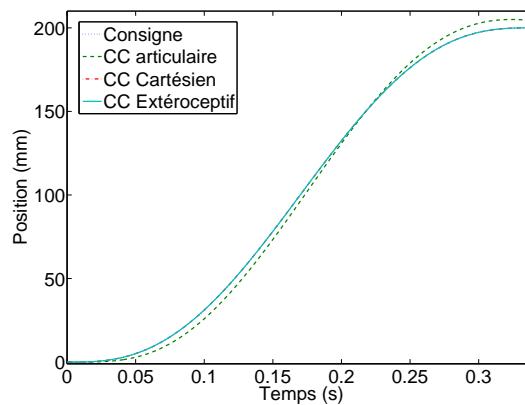
Changement de mode d'assemblage

La Figure 3.15 montre le comportement des deux lois de commande Cartésiennes sur une ligne droite XY parcouru à 10 m.s^{-2} couplée à une rotation de 90 degrés. Lors de cette trajectoire, un point CUSP semble être traversé amenant une perturbation sur la commande. En effet, le modèle cinématique inverse n'est alors pas inversible générant un a-coup de couple. Or en continuant cette trajectoire, il apparaît deux modes d'assemblage distincts (deux solutions mécaniquement possible du MGD). La commande proprioceptive converge alors naturellement vers la solution la plus proche. Cette solution n'est pas la pose désirée (voir Figure 3.16). L'erreur de suivi n'affecte pas la commande. A l'opposé, malgré un une légère perturbation, la commande extéroceptive converge correctement vers la pose désirée. La commande articulaire n'est pas exposée ici car au voisinage du point CUSP elle diverge.

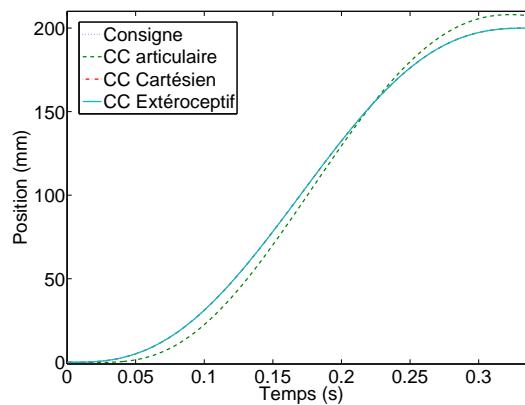
Traversée de singularités sérielles et parallèles

La Figure 3.18 montre le comportement de la commande extéroceptive sur un singularité de type bras tendu (position $[L - d_1 - d_2 - r \ 0 \ 0]$ comme indiqué en Figure 3.17). La commande extéroceptive permet de tendre un bras et de revenir en position initiale. Une perturbation apparaît au moment où le bras est tendu mais ne perturbe pas la commande qui reste stable. A l'opposé, les commandes proprioceptives divergent à l'approche du point singulier (résultats non affichables).

Enfin, la Figure 3.19 montre le comportement de la commande extéroceptive lors du passage d'une singularité de type bras replié (position $[L - r \ 0 \ 0]$ comme indiqué en Figure 3.20). La singularité est correctement traversée, avec tout de même un léger sursaut. Les commandes proprioceptives ne permettent pas ce comportement et divergence lorsque que le bras se replie.



(a) Suivi temporel sur l'axe X



(b) Suivi temporel sur l'axe Y

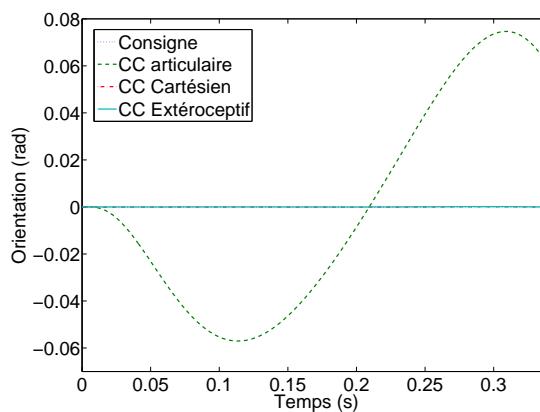
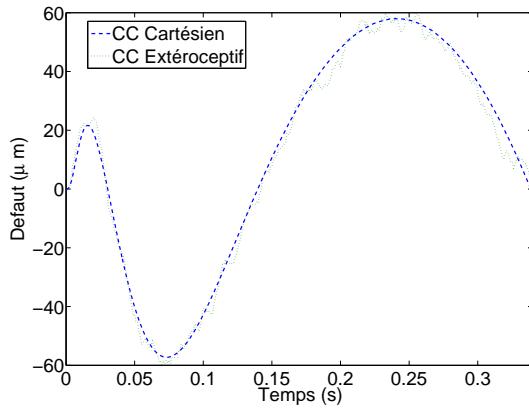
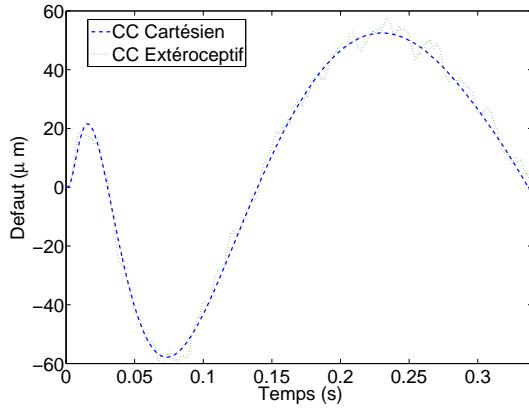

 (c) Suivi temporel sur l'orientation θ

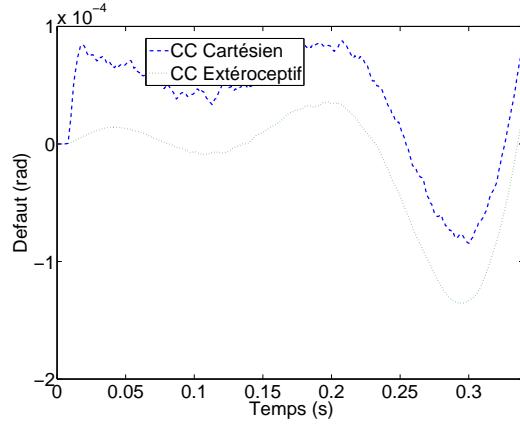
 FIG. 3.12 – Comparaison des lois de commande sur une ligne droite XY à 10 m.s^{-2} en terme de suivi temporel



(a) Défaut de position sur l'axe X



(b) Défaut de position sur l'axe X



(c) Défaut d'orientation

FIG. 3.13 – Comparaison des lois de commande Cartésienne sur une ligne droite XY à 10 m.s^{-2} en terme de défaut

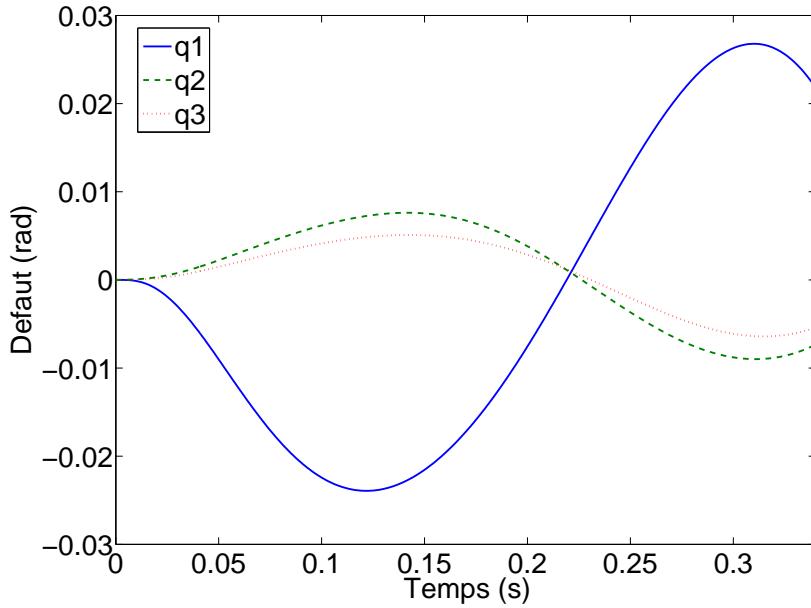
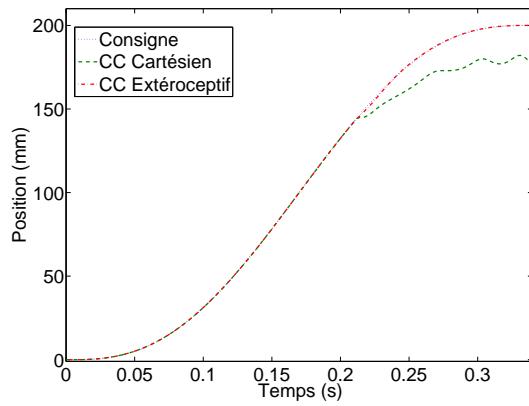


FIG. 3.14 – *Erreur de suivi articulaire pour la commande en couple calculé articulaire sur une ligne droite XY à 10 m.s^{-2}*

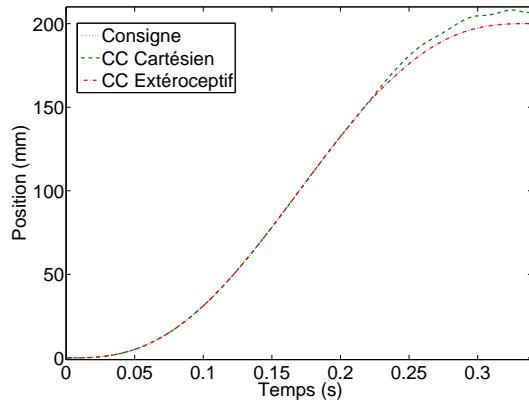
Analyse et interprétation des résultats de simulation

Ces simulations permettent d'illustrer les aspects théoriques donnés par la discussion du chapitre 2. En effet, lors du passage de singularités, la commande proprioceptive peut soit diverger soit converger vers la mauvaise pose d'effecteur. La commande extéroceptive, bien que perturbée par le passage de la singularité, converge vers la bonne pose. Cela se comprend aisément puisque le MGD présente alors deux solutions distinctes et converge vers une des deux qui n'est pas forcément la bonne. La mesure extéroceptive n'est en rien perturbée par la singularité puisqu'elle ne dépend pas de la structure mécanique du robot. Le comportement de la commande extéroceptive est donc bien meilleur. Il faut tout de même noter que la commande extéroceptive ne peut s'arrêter dans la singularité car la commande diverge. En effet, il est utopique de vouloir maintenir un asservissement aux points où le modèle dynamique inverse ne peut être calculé.

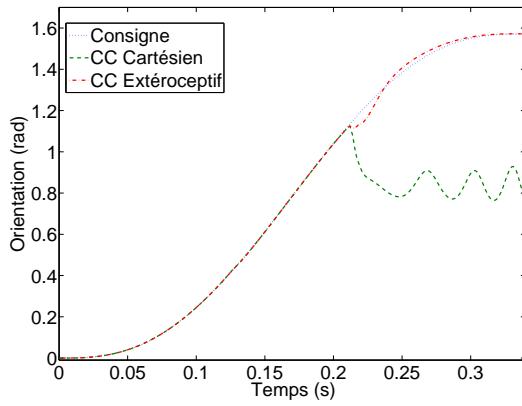
Ces résultats théoriques montrent donc que la commande extéroceptive apporte une amélioration sur la gestion des singularités. Ceci permettrait d'envisager la commande d'architectures complexes plus sereinement, d'augmenter l'espace de travail de celles existantes en incluant les singularités évitées par construction et de simplifier la planification de trajectoire en supprimant l'évitement des singularités. Néanmoins, il s'agit ici d'une simulation, le comportement réel n'est pas encore expérimenté. De plus, cette simulation ne prend pas en compte les changement de mode d'assemblage (passage coude gauche/coude droit) qui peuvent exister. A l'heure, ce comportement n'est pas géré par la commande extéroceptive. En effet, en ne mesurant que la pose de l'effecteur, il est impossible de détecter le mode d'assemblage. Le comportement dynamique est donc mal prédict (la jambe pousse au lieu de tirer) et la commande diverge. Heureusement, il est techniquement possible d'éviter ce problème. Une première solution serait d'utiliser la mesure articulaire



(a) Suivi temporel sur l'axe X



(b) Suivi temporel sur l'axe Y



(c) Suivi temporel sur l'orientation θ

FIG. 3.15 – Perte du suivi de trajectoire de la commande Cartésienne proprioceptrice et comportement de la commande extéroceptive

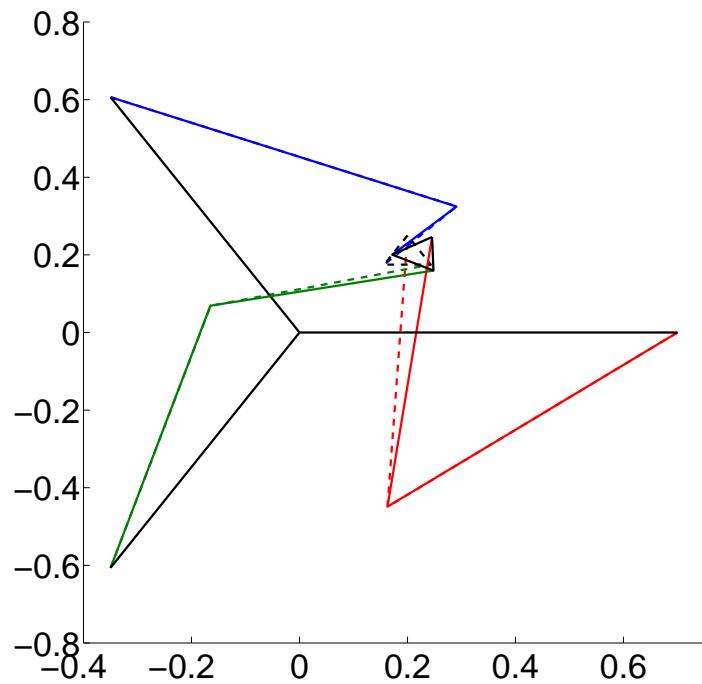


FIG. 3.16 – Non convergence de la commande Cartésienne proprioceptrice (la position désirée en pointillés, la position obtenue en continu)

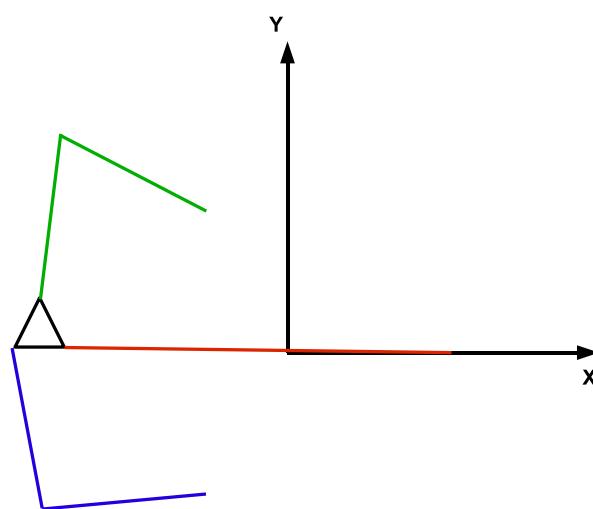
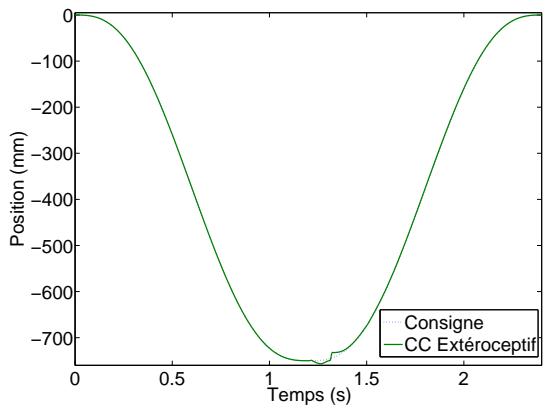
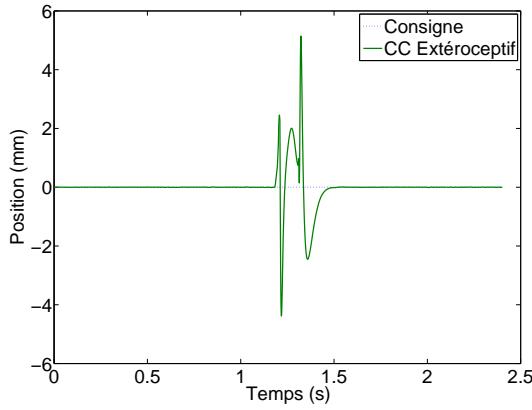


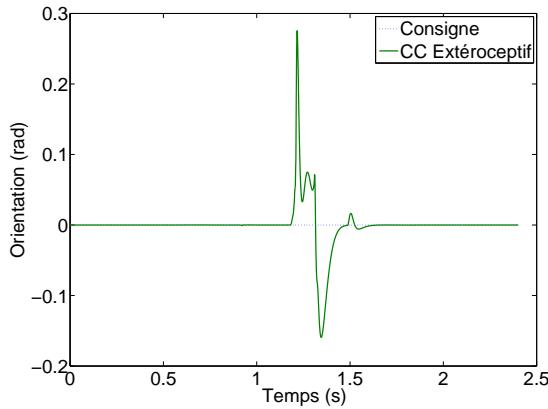
FIG. 3.17 – Le 3RRR dans une position singulière serielle de type bras tendu



(a) Suivi temporel sur l'axe X

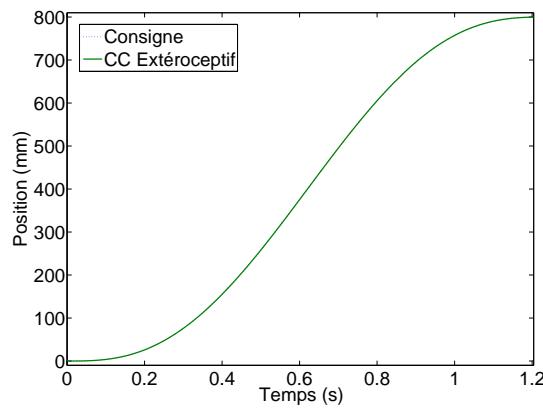


(b) Suivi temporel sur l'axe Y

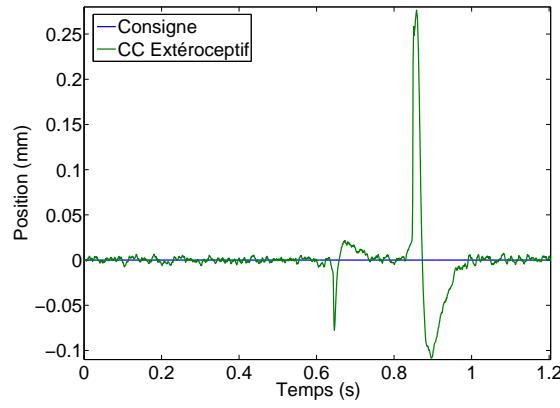


(c) Suivi temporel sur l'orientation θ

FIG. 3.18 – Comportement de la commande extéroceptive lors d'une singularité serielle de type bras tendu



(a) Suivi temporel sur l'axe X



(b) Suivi temporel sur l'axe Y

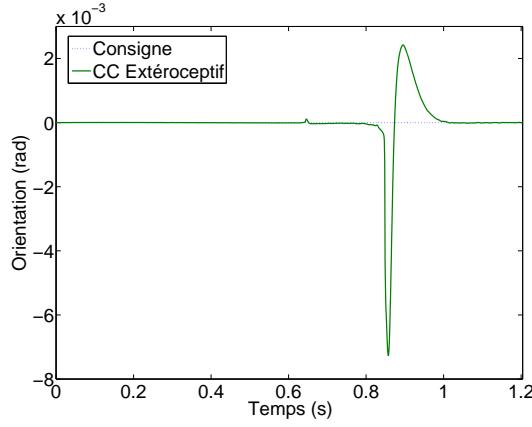

 (c) Suivi temporel sur l'orientation θ

FIG. 3.19 – Comportement de la commande extéroceptive lors d'une singularité parallèle de type bras replié

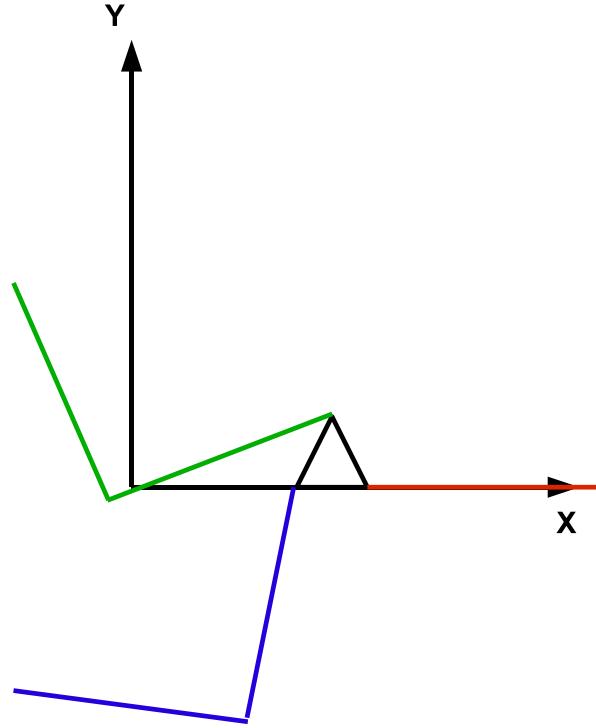


FIG. 3.20 – *Le 3RRR dans une position singulière parallèle de type bras replié*

puisque'il y aura presque toujours un codeur sur les actionneurs électriques. Une deuxième solution plus élégante serait de mesurer la direction des bras comme le fait Dallej [Dal07].

3.2 Résultats expérimentaux

Dans cette section, une partie des résultats obtenus en simulation sont validés expérimentalement. Tout d'abord, une première série de résultats démontrent sur l'Isoglide-4 T3R1 l'avantage de la commande en couple calculé sur la commande linéaire pour une structure lourde et découplée cinématiquement. La démarche est explicitée de l'implémentation de la commande à la mise en place d'une mesure extéroceptive pour effectuer une comparaison appropriée. Puis, après avoir explicité sa mise en oeuvre complète, la commande en couple calculé extéroceptive est appliquée à l'Orthoglide. Enfin, une discussion est proposée pour analyser les résultats et donner quelques voies d'amélioration.

3.2.1 Expérimentations sur l'Isoglide-4 T3R1

Nous validons sur l'Isoglide-4 T3R1 la comparaison théorique entre la commande linéaire et la commande en couple calculé Cartésienne. L'architecture matérielle et logicielle de la commande ayant été entièrement réalisée pendant ces travaux de thèse, elle est explicitée de manière précise. Puis, nous expliquons le protocole de mesure utilisé pour la comparaison des commandes et en proposons une validation expérimentale. Ensuite, puisque nous utilisons une commande en couple calculé, une phase d'identification dynamique est réalisée. Enfin, la comparaison des commandes est effectuée et analysée.

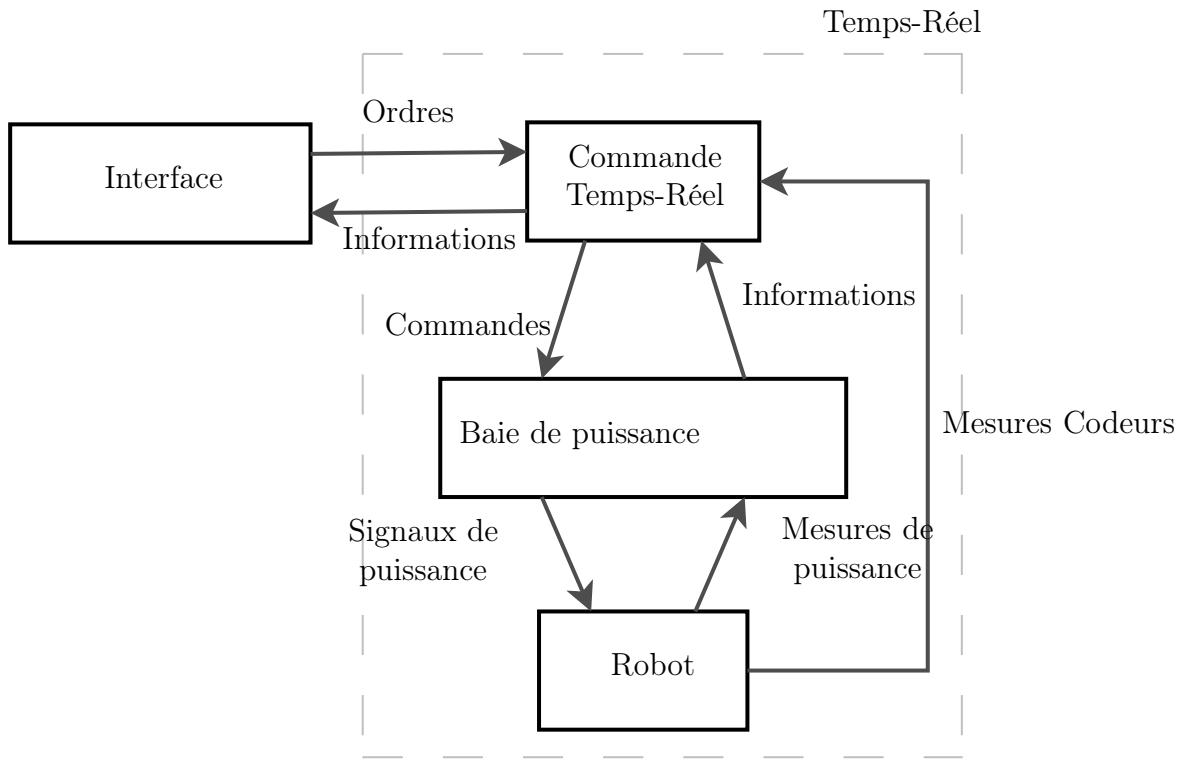


FIG. 3.21 – *L'architecture logicielle et matérielle de l'Isoglide-4 T3R1*

Architecture utilisée

Ce paragraphe a pour but de présenter l'architecture utilisée pour commander l'Isoglide-4 T3R1. Nous avons complètement réalisé cette architecture tout au long de ces travaux de thèse, aussi bien d'un point de vue logiciel que matériel. L'architecture de commande est composée de trois parties (voir Figure 3.21) :

1. la baie de puissance contenant toute la distribution et transformation d'énergie, les protections électriques et la sécurité bas niveau
2. le système de commande temps-réel qui interagit avec la baie de puissance, récupère les données utiles, effectue le calcul des lois de commande et gère les sécurités logicielles
3. le système d'interface qui permet de communiquer de manière asynchrone avec la commande temps réel, permet à l'utilisateur de visualiser les informations importantes et d'envoyer des ordres.

La commande temps-réel est implémentée sur une carte dSpace 1103TM comprenant un DSP pour le calcul et un système d'entrées-sorties permettant la communication avec le robot et la baie de puissance. L'exécutable de commande se présente sous la forme d'un algorithme écrit en langage C et compilé pour le DSP. Le fonctionnement temps-réel se fait par interruptions relancées à chaque période d'échantillonnage. Ceci permet d'assurer un fonctionnement temps-réel. De manière générale, l'interruption se déroule de la manière suivante :

1. Récupération des données codeurs

2. Génération de la consigne (ici interpolation polynomiale de degré 5 entre deux points de passage)
3. Calcul des erreurs de position et de vitesse
4. Application du correcteur PID
5. Application du modèle dynamique inverse
6. Envoi des consignes de couple aux moteurs

Cette routine d'interruption permet également la gestion de la sécurité (butées logicielles, erreur de traînage, chien de garde...). Enfin, le programme principal gère les configurations, la communication avec l'interface utilisateur et lance la routine d'interruptions.

L'interface utilisateur est générée sous MatlabTM. Elle permet principalement d'interagir avec le système temps réel, de générer une trajectoire, d'ordonner l'exécution d'une trajectoire et d'enregistrer des données choisies.

Protocole de mesure

Dans le cas de l'Isoglide-4 T3R1, seules les commandes proprioceptives sont testées. Afin de quantifier correctement leur comportement, la trajectoire réellement suivie par l'effecteur est mesurée par un capteur extéroceptif. Pour cela, nous utilisons une caméra rapide qui acquiert des images à $250Hz$ d'une mire calibrée fixée sur l'effecteur (voir Figure 3.22). Ces images sont ensuite traitées hors-ligne pour déterminer la trajectoire réelle de l'effecteur. Le calcul de pose est effectué par minimisation de l'erreur de reprojection [MDR89] après une phase d'étalonnage par ajustement de faisceaux [LVD98].

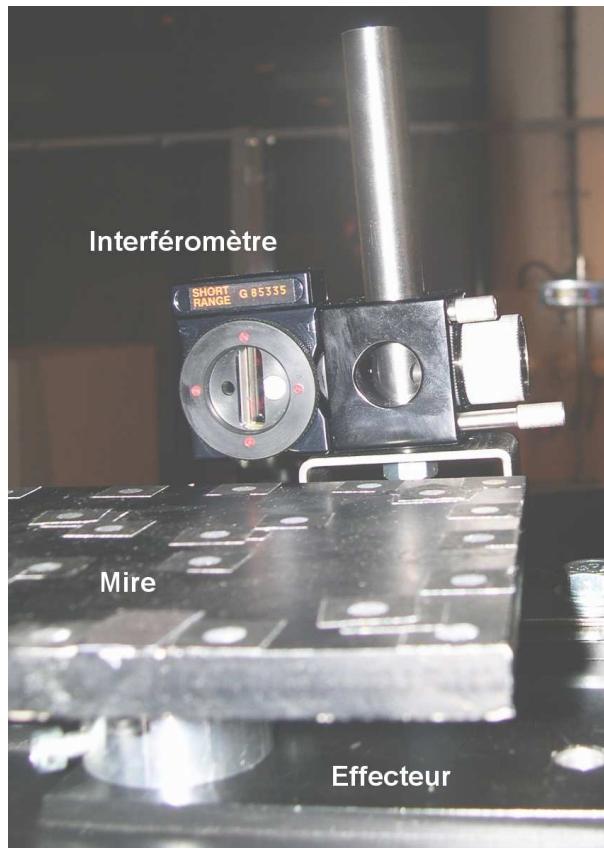
Afin de vérifier la précision de cette mesure extéroceptive et donc de valider les résultats expérimentaux, nous utilisons un interféromètre laser comme mesure étalon (voir Figure 3.22 pour le montage). La mesure visuelle et la mesure par interférométrie laser sont comparées sur une trajectoire rectiligne suivant l'axe X du robot (axe de mesure l'interféromètre). Afin d'éviter tout interférence entre les repères de mesure, seul le déplacement relatif est pris en compte. En effet, la mesure visuelle et la mesure par interféromètre ne sont pas effectuées dans le même repère.

La Figure 3.23 montre les résultats obtenus. L'erreur moyenne de mesure par vision est d'environ $26\mu m$. Cette expérience met en évidence la précision obtenue sur une mesure visuelle hors-ligne par rapport à un système de mesure de référence. Cette précision est suffisamment importante pour valider les résultats expérimentaux de commande.

Identification dynamique

Avant d'utiliser la commande en couple calculé, il est nécessaire d'identifier les paramètres du modèle dynamique inverse utilisé. Cette identification est ici effectuée de manière proprioceptive [Gue03], ce qui n'est pas tout à fait dans l'esprit de ces travaux de thèse. Cependant, l'identification dynamique du T3R1 avec mesure extéroceptive est envisagée mais ne donne pour l'instant pas de résultats satisfaisants.

Les trajectoires excitantes utilisées sont composées de déplacements axe par axe à différentes accélérations plutôt que des trajectoires aléatoires [Gue03]. Ce choix a été fait par analyse du comportement particulier de la structure de l'Isoglide-4 T3R1. En

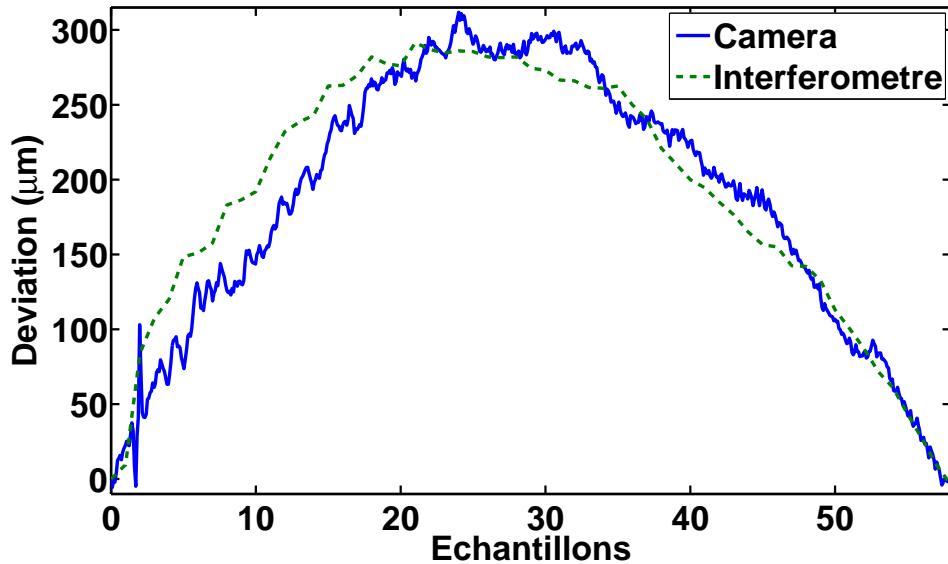


(a) Mire et interféromètre montés sur l'effecteur

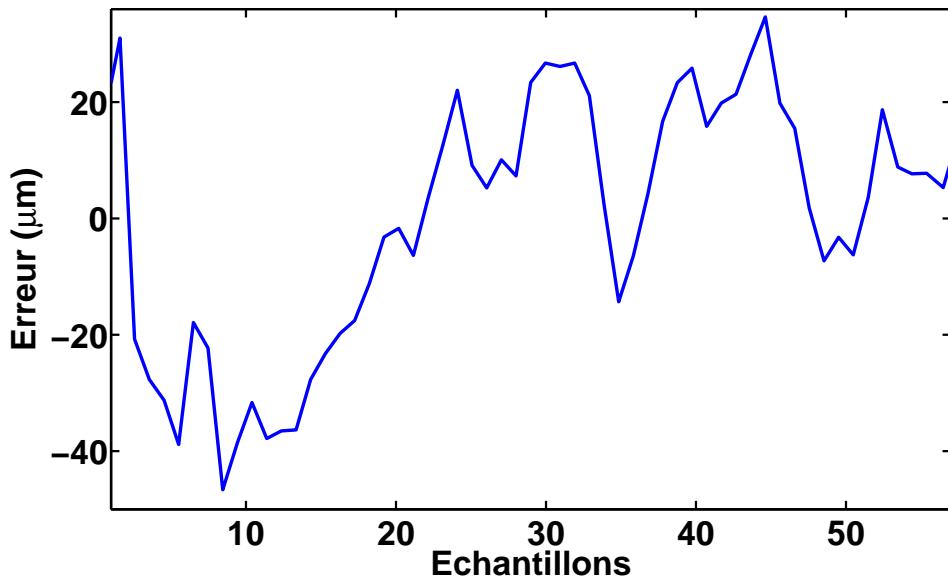


(b) Camera et laser

FIG. 3.22 – Montage de validation de la mesure par vision



(a) Déviation sur l'axe Y



(b) Erreur entre la mesure par interférométrie laser et la mesure visuelle

FIG. 3.23 – Comparaison entre caméra et interféromètre laser sur déplacement linéaire sur l'axe X

effet, lors d'un déplacement sur un axe, le couple nécessaire au suivi de la trajectoire est principalement du à l'inertie de la jambe relative à cet axe. La contribution des autres jambes est donc minime et par conséquent difficile à extraire numériquement. Faire des trajectoires aléatoires implique de n'avoir quasiment que des trajectoires sur plusieurs axes en simultané, rendant ainsi l'identification dynamique difficile à effectuer. A contrario, utiliser des trajectoires axe par axe permet d'isoler la contribution d'une jambe sur l'autre lors du maintient en position des axes non commandés. Enfin, puisque les frottements et masses des jambes sont majoritaires à faible vitesse et que les termes de couplage entre jambes sont plutôt significatifs à haute vitesse, les trajectoires sont parcourues avec différentes accélérations (de 0.5 m.s^{-2} à 5 m.s^{-2}).

Un autre aspect de l'identification est le choix de la loi de commande pour suivre les trajectoires. Nous utilisons ici une simple commande proportionnelle afin de ne pas introduire de distorsion due à une action intégrale ou dérivée trop présentes. La distorsion apportée gomme le comportement dynamique naturel du robot et nuit à l'efficacité de l'identification. Ce choix est aussi fait en raison des performances relativement faibles de la commande linéaire PID. En effet, le suivi de trajectoire étant assez mauvais, l'action intégrale et dérivé sont très importantes.

Les résultats sont données numériquement dans le Tableau 3.9. Le conditionnement relativement correct (355.56) de la matrice d'observation permet d'affirmer que l'identification est bien réussie. Nous rappelons que les paramètres dynamiques sont explicités en Annexes B. Les paramètres d'inertie des jambes ($M_t, M_{R1}, MXR_3, ZZR_2, ZZR_3$) sont bien estimés avec un écart de l'ordre de 0.5%. Les autres paramètres des jambes ne sont pas identifiés (MXR_2). Les frottements sont moins bien estimés avec des déviations de 1 à 6 % (F_v représente les frottements visqueux et F_s les frottements secs). Les paramètres de la plateforme (M_{XP}, M_{ZP} et YY_P) ne peuvent pas être estimés.

En effet, la dynamique de l'effecteur est ici négligeable face à celle des jambes. De plus, les vitesses de rotation de la plateforme créent une sollicitation dynamique relativement faible contrairement aux vitesses de translations. Ainsi, les paramètres inertIELS de l'effecteur n'ont pas d'influence pour la gamme d'accélérations considérée. Pour les mêmes raisons, certains termes relatifs au couplage entre jambes ne peuvent être identifiés. Pour améliorer les résultats, il serait nécessaire d'augmenter la gamme des accélérations afin d'obtenir des rotations plus rapides et une couplage entre jambe plus franc. Mais, le robot étant encore au stade de prototype, des questions de sécurité et de solidité mécanique ne le permettent pas à l'heure actuelle.

Comparaison des lois de commande proprioceptives

Nous proposons maintenant une comparaison entre commande linéaire et commande en couple calculé proprioceptive sur l'Isoglide-4 T3R1. La comparaison est effectuée grâce à une mesure par vision de la trajectoire réelle de l'effecteur. La trajectoire de référence est un carré de 100mm avec une interpolation polynomiale de degré 5 (voir Annexe D). Le carré est ici parcouru segment par segment pour des raisons de stockage d'images en mémoire trop important. La commande en couple calculé est effectuée dans l'espace Cartésien et utilise le modèle géométrique direct. Nous ne reportons pas les résultats de la commande dans l'espace articulaire. En effet, conformément aux résultats théoriques précédents, les commandes Cartésienne et articulaire offrent des performances similaires

Paramètre	Valeur CAO	Valeur identifiée	Unité	$\sigma(\%)$
MXR_3	3.235	5.054	$kg.m$	0.42
MY_3	0	0	$kg.m$	
MXR_2	7.971	0	$kg.m$	
MY_2	0	0	$kg.m$	
ZZR_3	1.787	2.443	$kg.m^2$	1.29
ZZR_2	6.429	8.420	$kg.m^2$	0.54
M_t	45.011	39.513	kg	0.62
M_{R1}	31.4380	39.999	kg	0.40
M_{PXP}	2.059	0	$kg.m$	
M_{PZP}	0	0	$kg.m$	
YY_P	0.411	0	$kg.m$	
M_{comp3}	45.011	49.180	kg	0.50
M_{comp4}	31.4380	41.005	kg	0.39
Fs_1		10.907	N	2.76
Fs_2		25.558	N	1.25
Fs_3		21.044	N	1.71
Fs_4		28.980	N	1.07
Fv_1		36.108	$N.s.m^{-1}$	3.81
Fv_2		89.419	$N.s.m^{-1}$	2.45
Fv_3		35.211	$N.s.m^{-1}$	6.34
Fv_4		64.793	$N.s.m^{-1}$	3.10

Conditionnement de la matrice d'observation : 355.56

Nombre d'échantillons : 65404

TAB. 3.9 – Résultats expérimentaux de l'identification dynamique de l'Isoglide-4 T3R1

dans le cas de l'Isoglide-4 T3R1.

La Figure 3.24 nous montre la trajectoire réellement suivie par l'effecteur pour la commande linéaire et la commande en couple calculé. La Figure 3.25 donne l'évolution temporelle du suivi sur un axe de déplacement. La commande linéaire ne peut assurer un bon suivi et présente des déviations importantes par rapport à la consigne. A l'opposé, la commande en couple calculé permet d'assurer un suivi bien meilleur.

Par conséquent, les résultats de simulation sont donc validés expérimentalement. Une commande linéaire n'est pas suffisante pour une structure découpée et lourde. En effet, elle ne peut pas compenser les non linéarités du comportement dynamique de la structure. La commande en couple calculé, en compensant ce comportement, permet d'assurer un suivi de trajectoire plus performant. Il faut noter que les résultats pratiques sont moins bons que les résultats théoriques. Ceci peut s'expliquer par une identification dynamique encore perfectible, l'influence dynamique des compensateurs statiques négligée, les défauts de montage mesurés par Rizk [RAF⁺06] et un modèle de frottements trop simple. C'est pourquoi nous ne donnons pas plus de résultats ici, ceux ci étant encore perfectibles.

Les simulations étant validées pour les commandes proprioceptives, il convient de valider la commande extéroceptive. Cependant, l'architecture mécanique particulière de l'Isoglide-4 T3R1 et des problèmes de conception et de sécurité ne permettent pas à l'heure actuelle d'effectuer la validation expérimentale sur ce prototype. C'est pourquoi cette validation est effectuée sur l'Orthoglide dont l'architecture de commande est similaire à celle de l'Isoglide-4 T3R1.

3.2.2 Expérimentations sur l'Orthoglide

Nous validons sur l'Orthoglide la comparaison théorique entre la commande proprioceptive et extéroceptive. Une première étude concerne la mise en oeuvre d'une mesure visuelle rapide et de son intégration dans l'architecture de commande. Cette mesure est ensuite évaluée en terme de précision et de vitesse. La comparaison des commandes est alors effectuée et analysée.

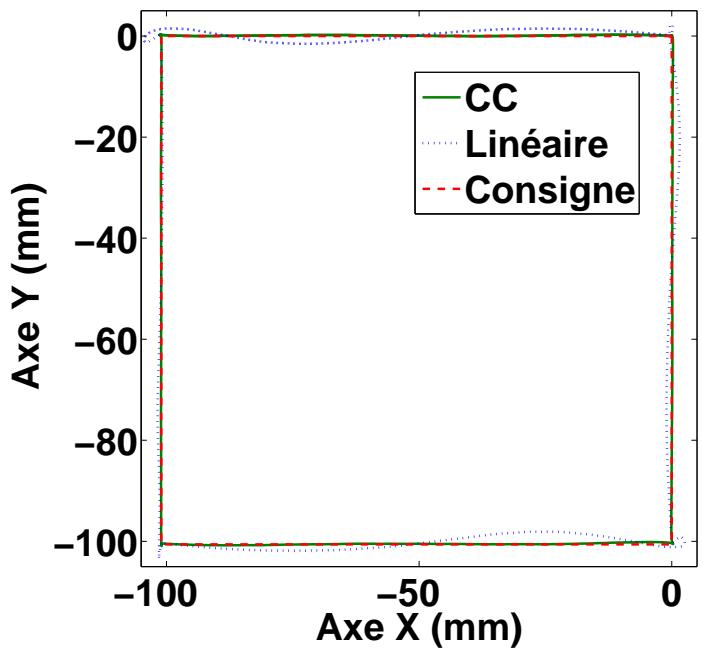
Nous expérimentons ici la commande en couple calculé par vision rapide sur l'Orthoglide. La mesure visuelle est utilisée seule sans recours aux codeurs articulaires. Le montage est montré en Figure 3.26.

Afin d'effectuer la commande de l'Orthoglide avec mesure extéroceptive, il est nécessaire d'utiliser un capteur visuel rapide. Deux problèmes techniques doivent être résolus :

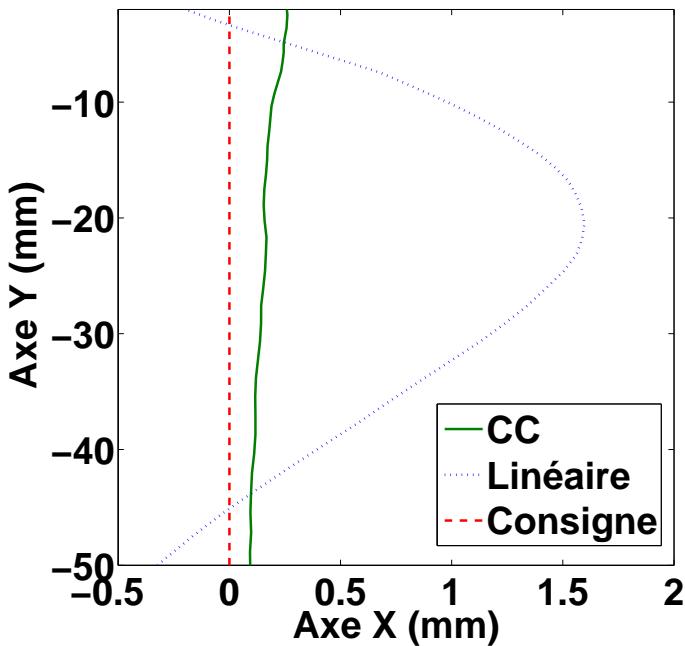
- acquérir des images à grande vitesse
- déterminer la pose de la mire de manière précise et rapide et la rendre accessible à la commande

Gestion du flot de données

Le premier problème impose de gérer un flot important de données du à l'acquisition rapide d'images. Concrètement, pour une image 1Mpix et une vitesse de 1000Hz , il est nécessaire d'avoir une bande passante minimale de 1Go/s (8Gbps) pour récupérer les images qu'il faut ensuite traiter. La vitesse de communication et la puissance de calcul nécessaires sont donc très importantes et bien supérieure aux capacités de l'architecture de commande. Il faut donc trouver un moyen de réduire le flot de données. Pour résoudre

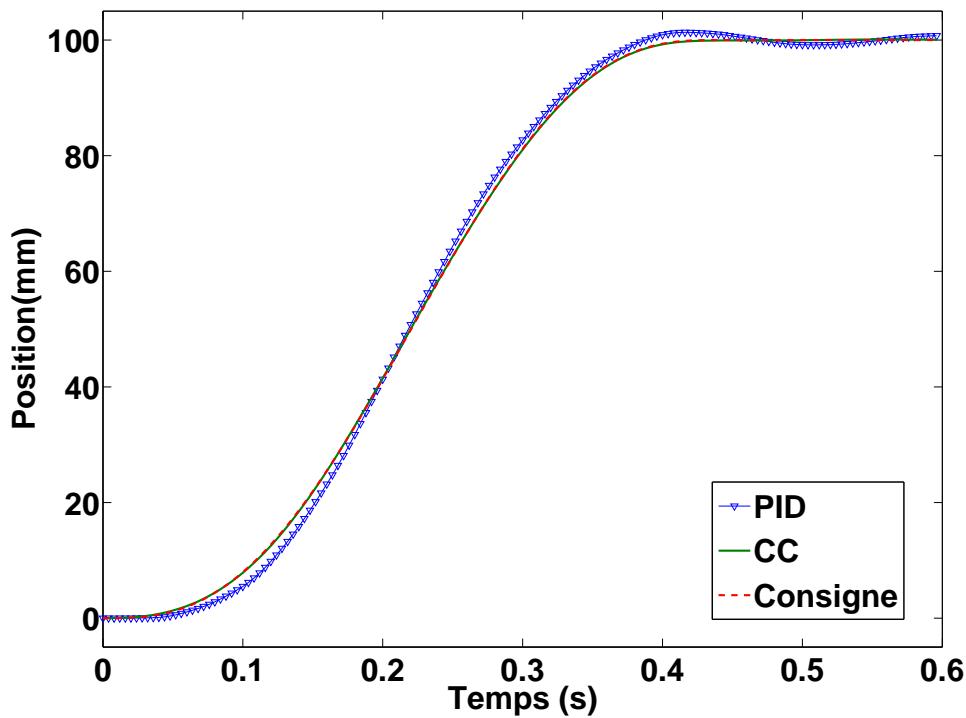


(a) Trajectoire complète

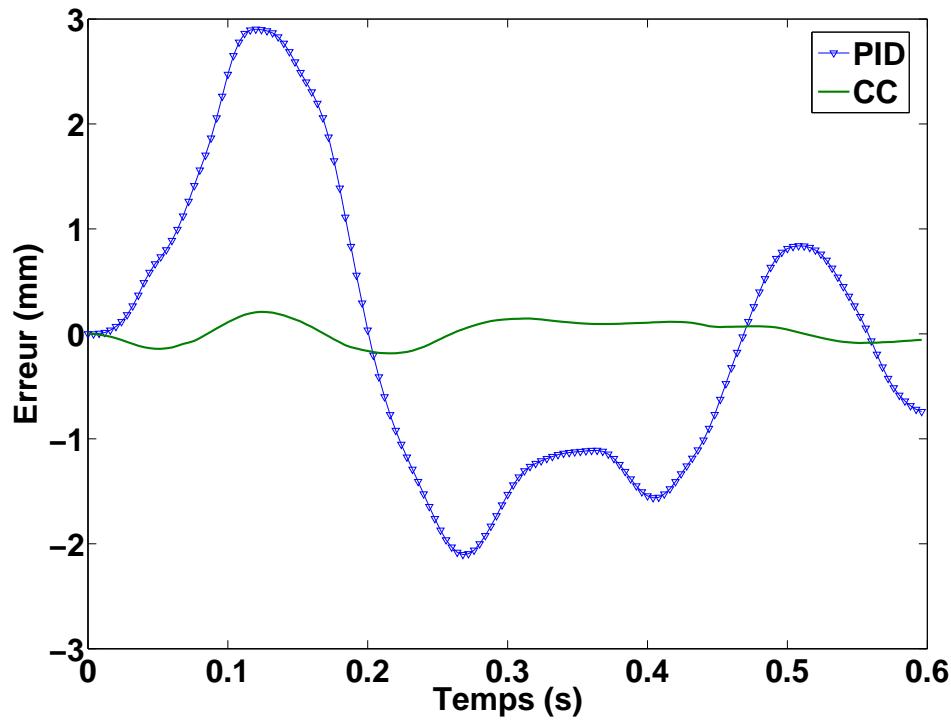


(b) Détail

FIG. 3.24 – Comparaison par mesure visuelle de la trajectoire de l'effecteur sur un carré de 100mm parcouru à 3 m.s^{-2} pour deux lois de commande proprioceptives



(a) Trajectoire temporelle



(b) Erreur de suivi

FIG. 3.25 – Suivi sur l'axe X pour un déplacement de 100mm à 3 m.s^{-2}

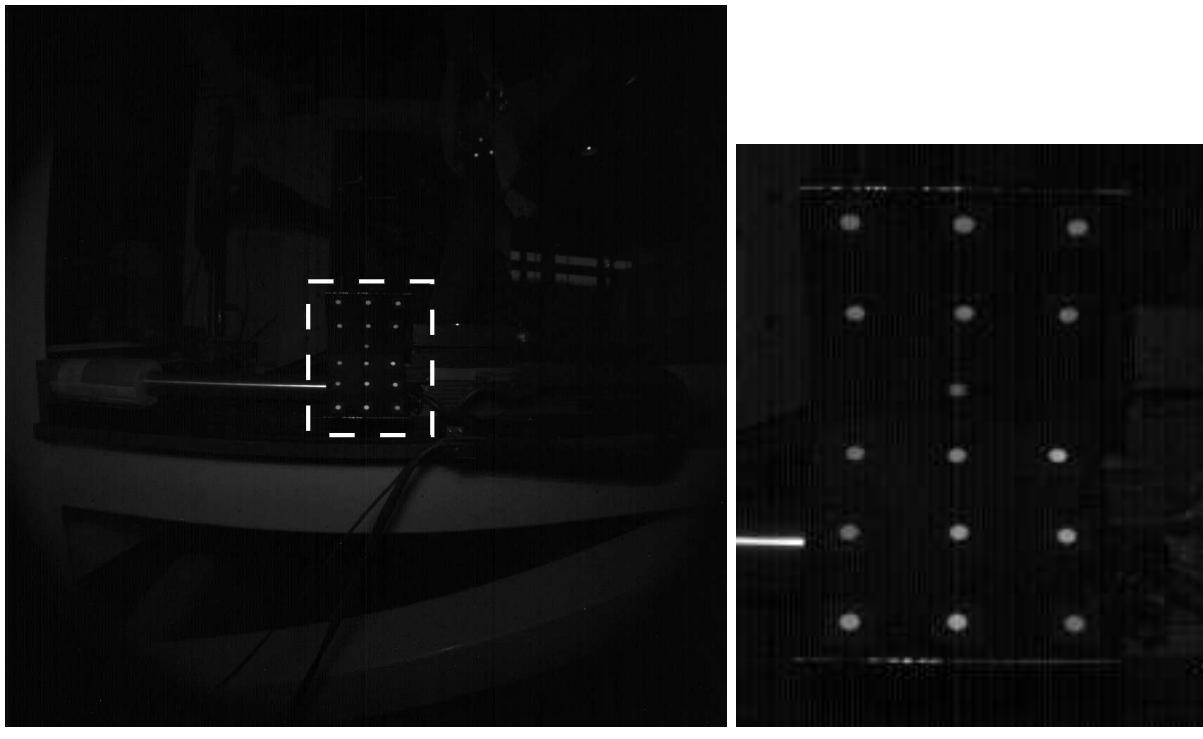


FIG. 3.26 – Montage utilisé pour la commande extéroceptive de l'Orthoglide

ce problème, nous utilisons une caméra CMOS permettant l'acquisition d'une seule zone d'intérêt plutôt que l'image complète (voir Figure 3.27). Par exemple, pour l'Orthoglide, nous utilisons une fenêtre de 340*340 pixels que nous déplaçons afin de suivre la mire. La fréquence d'acquisition passe ainsi de 70Hz en 1024*1024 pixels (pleine résolution) à 700Hz.

Détection des primitives visuelles

Le deuxième problème impose de choisir correctement l'algorithme de suivi de primitives et de reconstruction de pose. Les primitives utilisées sont de simples tâches blanches sur une mire dont la position est mesurée dans l'image. Afin d'assurer un compromis entre vitesse de traitement et précision de détection correcte, nous cherchons simplement le barycentre des niveaux de gris d'une petite fenêtre d'intérêt autour de la position précédente de la tâche à détecter. Il est donc nécessaire d'initialiser le suivi des tâches blanches. Afin d'améliorer la stabilité et la précision de la détection, nous effectuons au préalable une égalisation d'histogramme. Ainsi, la tâche blanche ressort mieux du fond noir et la position du barycentre correspond mieux au centre de la tâche. L'égalisation d'histogramme permet également de réduire le temps d'exposition sans perte de suivi. Ainsi, la fréquence d'acquisition est plus élevée, avantage important dans notre cas. Une manière plus précise de détecter le centre des tâches est d'estimer le centre de l'ellipse représentant la tâche blanche. Cependant, cette méthode requiert une optimisation aux moindres carrés réduisant les performances de vitesse pour un apport en terme de précision.



(a) Figure pleine résolution

(b) Région d'intérêt

FIG. 3.27 – *Un exemple de réduction de l'image utile*

sion moindre (voir Tableau 3.10).

Reconstruction de la pose

Concernant la reconstruction de la pose, nous avons choisi l'algorithme de Dementhon [DD95] simple à mettre en oeuvre et surtout très rapide. En effet, l'algorithme de Dementhon ne nécessite qu'une petite boucle d'optimisation sans aucune inversion matricielle en ligne. De plus, l'algorithme converge en moyenne en 4 itérations. Ainsi, la vitesse de mesure est très élevée mais au détriment de la précision (voir Tableau 3.11). Cependant, c'est à notre connaissance le seul algorithme nous permettant d'effectuer une mesure aussi rapide. Concrètement, en utilisant PC cadencé 3.2GHz, équipé de 2Go de

Erreur de détection (pixels)	Horizontal Vertical	0.17 0,25
Erreur de reconstruction avec algorithme de Dementhon	X (mm) Y (mm) Z (mm) Rotation (radians)	0.08 0.1 0.17 0.2
Temps de calcul moyen (sec)	Barycentre Ellipse	0.0049 0.7341

TAB. 3.10 – *Comparaison entre la détection par barycentre et par calcul du centre des ellipses pour une mire 9 points (Calculs faits sous MatlabTM)*

Erreur de reconstruction	X (mm)	0.3
	Y (mm)	0.7
	Z (mm)	1
	Rotation (radians)	0.2
Temps de calcul moyen (sec)	Dementhon	0.027
	Reprojection	0.618

TAB. 3.11 – Comparaison entre l'algorithme de Dementhon et la minimisation de l'erreur de reprojeciton (Calculs faits sous MatlabTM)

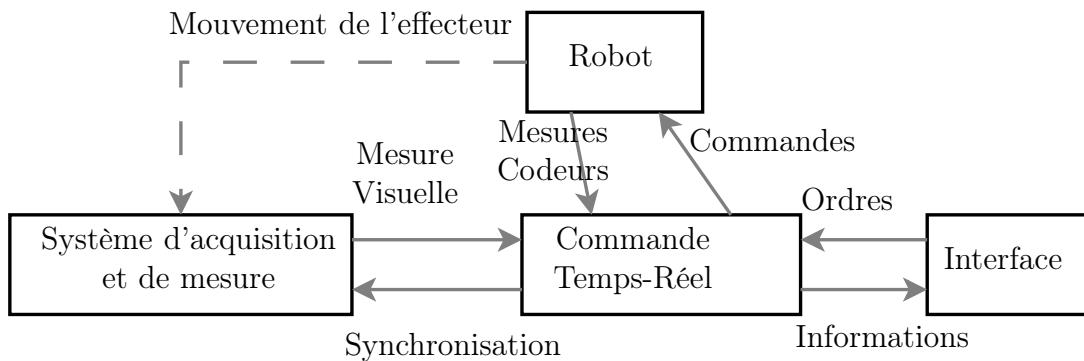


FIG. 3.28 – L'architecture matérielle utilisée pour la commande en couple calculé extéroceptive de l'Orthoglide

mémoire RAM et fonctionnant sous WindowsTM, nous obtenons une fréquence de mesure de 600Hz avec une région d'intérêt de 340*340 pixels et une mire 3D de 16 points. Avec une fenêtre de 200*200 pixels, cette fréquence atteint les 1300Hz.

Architecture matérielle déportée

Néanmoins, pour une raison de cadence de calcul, la mesure visuelle n'est pas affectée au calculateur de la commande (dSpace 1103) mais à un PC dédié. Il est donc nécessaire d'établir une communication rapide entre les deux unités de calculs (voir Figure 3.28). La stratégie de communication implémentée consiste à envoyer les mesures visuelles à la commande temps-réel et attendre un signal de synchronisation pour relancer l'algorithme d'acquisition et de mesure. A l'heure actuelle, nous utilisons pour cela une liaison série RS422 seul port "rapide" disponible sur la carte dSpace 1103TM. Cette communication n'étant pas assez rapide pour notre application, la fréquence utile de mesure (fréquence des données reçues sur la carte dSpace) n'excède pas 400hz.

Une commande articulaire émulée

Un dernier point doit être résolu pour des raisons techniques et pratiques. En effet, nous utilisons ici une commande articulaire émulée et non une commande dans l'espace Cartésien (Figure 3.29). La mesure de la pose de l'effecteur n'est pas directement utilisée pour le calcul de l'erreur mais transformée en variables articulaires via le modèle géométrique inverse. La régulation n'est donc pas faite dans l'espace Cartésien mais dans

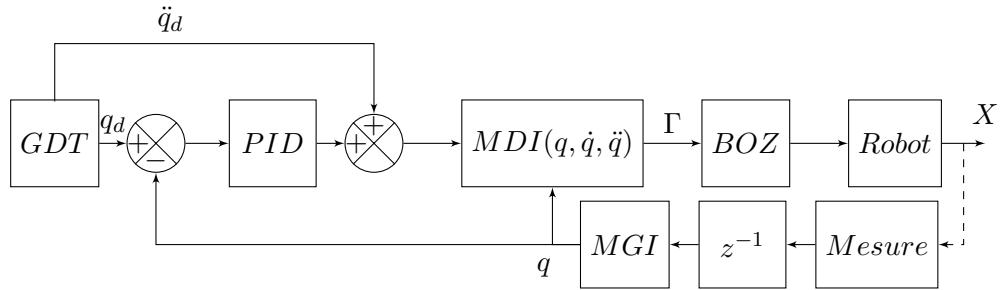


FIG. 3.29 – Schéma bloc de la commande implémentée sur l'Orthoglide

l'espace articulaire.

La première raison vient du fait que la commande déjà implantée et éprouvée de l'Orthoglide est une commande articulaire. Il est donc plus facile de faire une commande articulaire émulée que de transformer la commande actuelle en commande Cartésienne. Deuxièmement, comme nous ne maîtrisons pas totalement le comportement expérimental de la commande Cartésienne associée à une mesure visuelle, il nous semble plus prudent d'utiliser d'abord le capteur dans un schéma de commande connu et fonctionnel. Ainsi, cette approche permet de valider dans un premier temps l'utilisation d'une mesure extéroceptive dans un contexte de commande. Ceci permet d'appréhender les problèmes liés au capteur avant d'éventuels problèmes liés à l'implémentation de la commande dans l'espace Cartésien.

Enfin, l'identification du modèle dynamique utilisé mène à un simple modèle linéaire et un modèle de frottements [Gue03]. La commande en couple calculé correspond donc expérimentalement à une simple commande linéaire avec compensation des frottements. Passer cette commande dans l'espace Cartésien nécessite donc d'implémenter la jacobienne directe. Cette matrice numérique peut mener à des instabilités si la mesure, la modélisation et l'identification Cartésienne du robot ne sont pas maîtrisées, ce qui est le cas actuellement. Il est donc plus prudent d'utiliser le modèle géométrique inverse correctement étalonné.

Résumé sur l'architecture logicielle et matérielle

En résumé, l'architecture logicielle et matérielle est composée de deux unités de calculs. La première unité est dédiée à la mesure visuelle. Elle est utilisée de la manière suivante :

1. Acquisition d'une image (après initialisation de la région d'intérêt)
2. Détection des tâches (après initialisation de la position des tâches)
3. Reconstruction de la pose
4. Envoi de la pose reconstruite
5. Attente de la synchronisation
6. Déplacement de la région d'intérêt si nécessaire

La deuxième unité de calcul est dédiée à la commande temps-réel, similaire à celle employée sur l'Isoglide-4 T3R1. Une routine d'interruption temps-réel et une routine

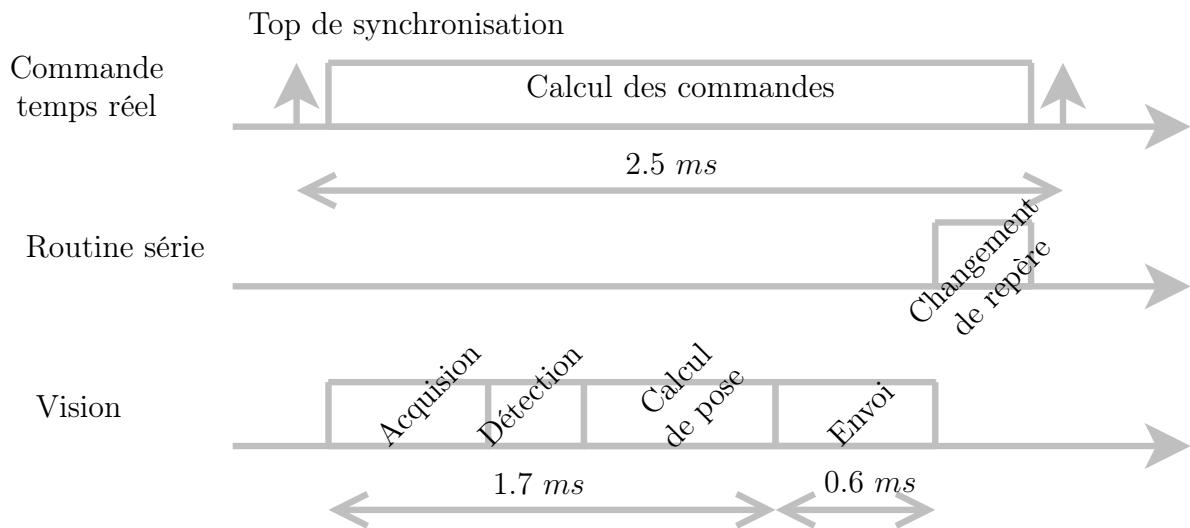


FIG. 3.30 – *Chronogramme de la commande*

d'interruption asynchrone se superposent. La routine temps-réel est allouée au calcul des commandes. Elle se déroule de la manière suivante :

1. Application du MGI à la pose stockée en mémoire
2. Calcul des erreurs de position et de vitesse
3. Application du correcteur PID
4. Application du modèle dynamique inverse
5. Envoi des consignes de couples aux moteurs
6. Envoi d'un top de synchronisation

La routine asynchrone est allouée à la communication avec l'unité de mesure par vision. Elle se déroule de la manière suivante :

1. Attente de la réception d'une nouvelle pose
2. Changement de repère entre mesure visuelle et pose Cartésienne
3. Mise à jour de la pose stockée en mémoire

La Figure 3.30 montre le chronogramme d'un pas de commande. Les tops de synchronisation sont envoyés par la commande temps réel toute les 2.5ms . Le temps d'envoi des données est supposé fixe car la pose est envoyée sous la forme de 3 nombres double précision (24 octets). Le temps de mesure de pose peut être supposé constant car il y a acquisition d'une image de taille constante, détection du barycentre dans fenêtre de taille constante et convergence de l'algorithme de Dementhon en 4 itérations.

Cette architecture nous permet ainsi de valider une partie des résultats théoriques sur la commande extéroceptive mais aussi de résoudre des problèmes d'implémentation et d'apporter des solutions pour obtenir une mesure visuelle rapide.

Test du capteur visuel

Dans un premier temps, nous proposons d'évaluer les performances du capteur visuel. La précision est évaluée sur une trajectoire linéaire par comparaison avec règle optique de

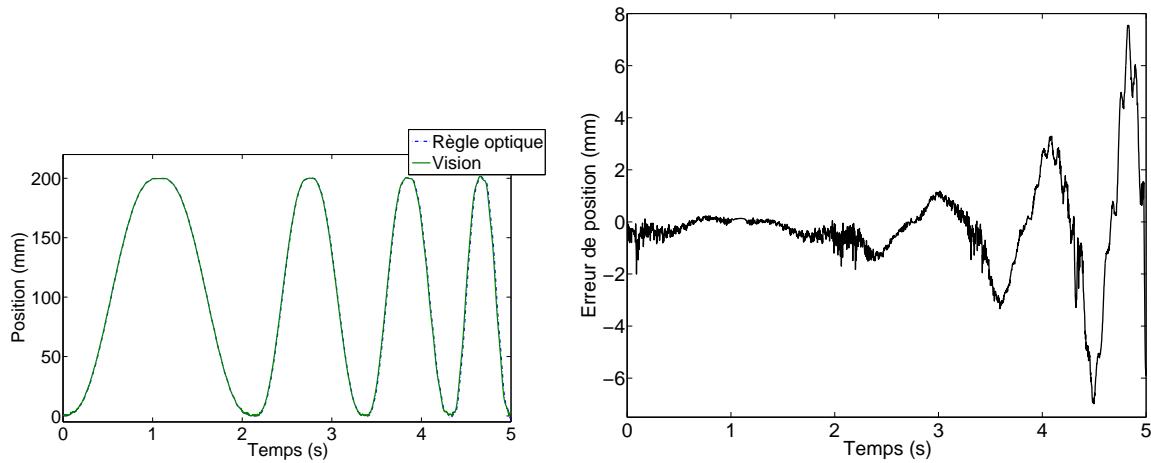


FIG. 3.31 – Comparaison entre la mesure visuelle à $500Hz$ et une règle linéaire optique à $1\mu m$ pour des accélérations allant de $1 m.s^{-2}$ à $10 m.s^{-2}$

Accélération ($m.s^{-2}$)	1	3	5	10
Précision dynamique (μm)	286	748	1931	4239

TAB. 3.12 – Comparaison numérique entre la mesure visuelle à $500Hz$ et une règle linéaire optique à $1\mu m$ pour des accélérations allant de $1 m.s^{-2}$ à $10 m.s^{-2}$ avec une précision moyenne de $840\mu m$

précision $1\mu m$. La Figure 3.31 et le Tableau 3.12 donnent les résultats de cette évaluation. D'un point de vue qualitatif, la mesure semble relativement proche de la vérité terrain. D'un point de vue numérique, la précision moyenne est de l'ordre de $800\mu m$, valeur relativement élevée. La précision dynamique diminue en fonction de la vitesse de $300\mu m$ à quasiment $5mm$.

Expérimentalement, les performances du capteur sont donc loin de celles utilisées en simulation. Néanmoins, l'erreur à haute vitesse peut provenir du temps de retard relativement important par rapport au déplacement. De plus, la précision du capteur dépend de nombreux paramètres propres à la vision artificielle. Tout d'abord, l'étalonnage du capteur peut être délicat à réaliser. Le choix de l'optique est important notamment en terme de qualité (une image nette est plus intéressante), de focale (une focale courte offre une précision de mesure plus grande mais un champ plus petit qu'une focale longue) et de distorsion optique (difficile à compenser efficacement). L'éclairage a son importance surtout en terme de fréquence. Nous utilisons un éclairage classique à $50hz$ qui crée donc des variations de lumière entre deux acquisitions d'images à fréquence élevée. Enfin le choix de la mire est primordiale en terme de nombre de points (plus de points conduit à plus de précision mais demande plus temps de traitement), en terme de répartition des points, en terme de qualité de localisation des points et terme de forme (plane ou 3D). L'influence de tous ces points n'a pas été quantifiée pour nos essais et mériterait de l'être par la suite. Néanmoins, le capteur reste utilisable dans un contexte de commande car il est suffisamment rapide. La précision n'est simplement pas optimale.

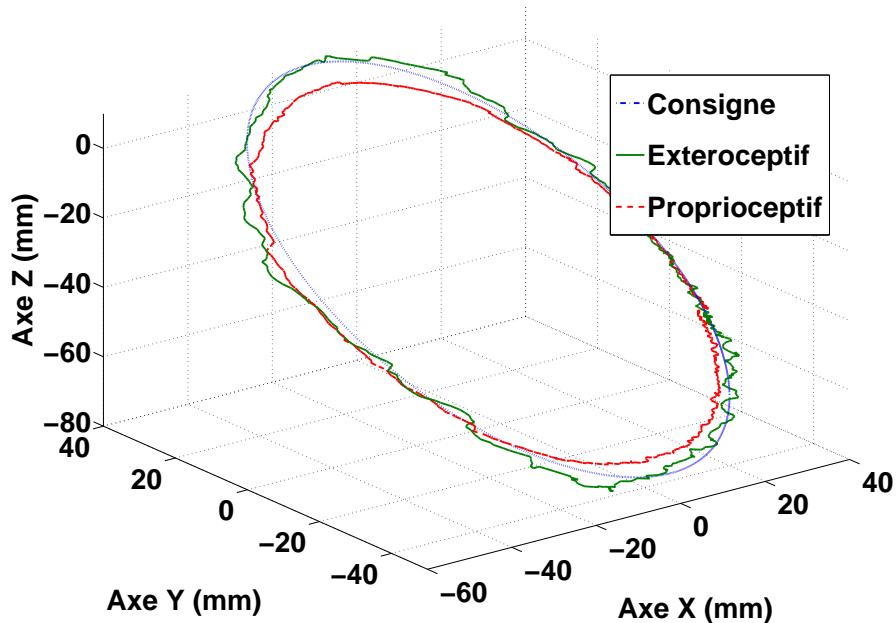
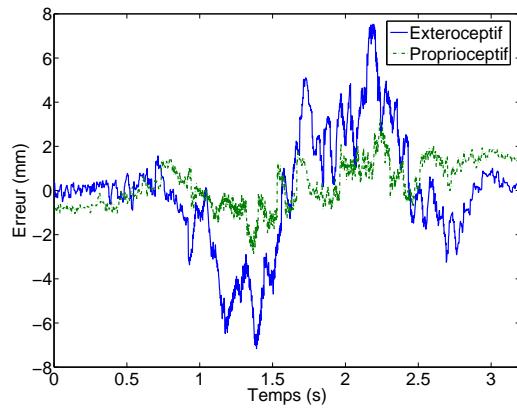


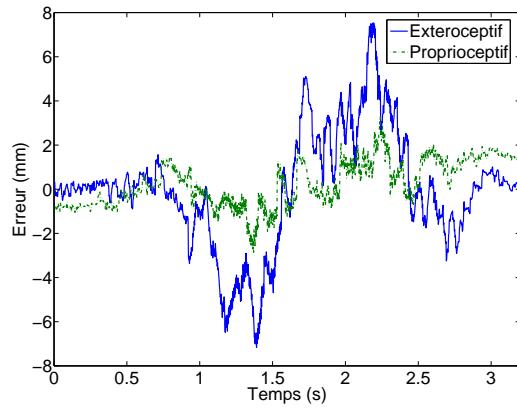
FIG. 3.32 – Suivi d'un cercle de 60mm à 3 m.s^{-2}

	Proprioceptif	Extéroceptif
$\hat{m} (\mu\text{m})$	3450	1167
$\sigma (\mu\text{m})$	1307	1616

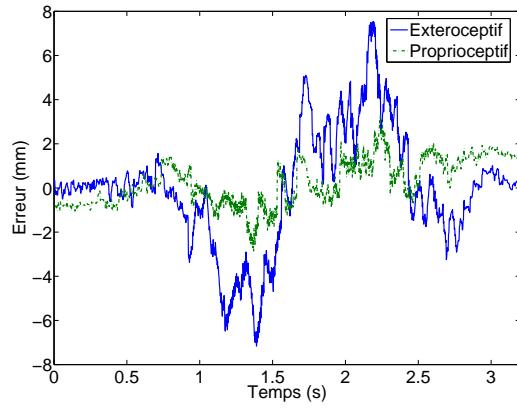
TAB. 3.13 – Défaut de position sur un cercle de 60cm parcouru à 3 m.s^{-2} pour les commandes proprioceptive et extéroceptive



(a) Erreur sur l'axe X



(b) Erreur sur l'axe Y



(c) Erreur sur l'axe Z

FIG. 3.33 – Erreur de suivi lors de l'exécution du cercle de 60mm à 3ms.^{-2}

Comparaison des lois de commande

Dans un deuxième temps, la commande proprioceptive et extéroceptive sont comparées. En raison d'un bruit important apporté par la mesure visuelle et un temps de retard d'un échantillon (Figure 3.29), le réglage du correcteur PID prévu pour l'Orthoglide [Gue03] ne peut être utilisé. Celui-ci est donc revu à la baisse. Pour effectuer une comparaison réaliste, les deux lois de commande utilisent le même réglage.

La Figure 3.32 et la Figure 3.33 et le Tableau 3.13 montrent les résultats de la comparaison. En termes qualitatifs, le suivi de trajectoire pour les deux lois de commande offrent des performances similaires, relativement faibles. Ceci est vérifié numériquement, l'erreur de position est de l'ordre de $3.45mm$ en moyenne et $1.17mm$ en dynamique pour la commande proprioceptive. Pour la commande extéroceptive, la précision statique est de l'ordre de $1.31mm$ et la précision dynamique de l'ordre de $1.62mm$. La commande extéroceptive est donc plus proche de la trajectoire de référence mais présente un suivi légèrement inférieur à la commande proprioceptive et surtout un bruit plus important.

Analyse et interprétation des résultats

Ces expériences montrent tout d'abord que la commande extéroceptive est expérimentale viable et qu'elle peut offrir des performances proches d'une commande proprioceptive, avec une mesure de relativement mauvaise qualité et un réglage de gain faible. Cependant en terme de précision, il reste encore beaucoup de chemin à parcourir. Tout d'abord, il est nécessaire d'améliorer le capteur en terme de précision et de bruit ce qui permettrait d'augmenter les gains et de gagner en précision. Pour cela, les voies d'explorations sont un étalonnage de caméra mieux maîtrisé, un algorithme de calcul plus performant, une augmentation du nombre de pixels de la caméra et surtout un éclairage plus adapté à la mesure rapide.

Ensuite, une source identifiée du bruit de mesure apporté dans la commande vient de la mesure des rotations parasites. En effet, la présence de jeux relativement importants sur le robot induit des rotations parasites que la caméra mesure. Etant donné que ces rotations sont observables, mais non commandables et donc non compensables, elles agissent comme une perturbation sur la commande. Il serait envisageable d'omettre la mesure de ces rotations dans la mesure visuelle. Néanmoins, dans l'algorithme de Dementhon, la mesure de position dépend de la mesure de l'orientation. La rotation ne peut donc pas être mise à l'écart dans cette expérimentation. Une autre solution testée est de filtrer la mesure visuelle mais l'introduction d'un retard supplémentaire rend la commande instable avec le même réglage de gain. Il est alors nécessaire de baisser les gains dégradant obligatoirement la précision.

Enfin, dans cette expérimentation, l'identification géométrique et dynamique n'est pas faite par vision. En effet, la géométrie est supposée égale à la CAO et la dynamique est identifiée de manière proprioceptive. L'utilisation d'une identification adaptée pourrait améliorer les performances. De plus, l'utilisation d'une identification avec mesure extéroceptive permettrait d'envisager le passage à une commande dans l'espace Cartésien de manière plus sereine. Une amélioration de la précision est donc attendue puisque la mesure ne serait plus transformée mais directement utilisée.

3.3 Conclusions du chapitre

Ce chapitre permet en premier lieu d'illustrer par des simulations la discussion sur les améliorations apportées par l'emploi d'une commande en couple calculé extéroceptive pour un robot parallèle. Ces améliorations concernent la précision et le comportement au voisinage de singularités. En terme de précision, l'utilisation d'une mesure extéroceptive rend la commande quasiment insensible à l'étalonnage géométrique. Ceci permet d'assurer l'exécution d'une tâche à l'endroit désirée. De plus, la précision de suivi étant intimement liée à la précision du capteur, utiliser un capteur précis permet d'assurer l'exécution d'une trajectoire finement. Cependant, pour obtenir de telles performances, il est nécessaire d'obtenir un capteur précis et rapide et d'effectuer une identification dynamique performante. En terme de comportement dans les singularités, les simulations sur le robot 3-RRR montrent que la commande extéroceptive permet d'assurer un suivi fiable dans l'espace de la tâche et traverser les singularités de manière naturelle.

Un autre point soulevé par ces simulations est l'intérêt d'utiliser une commande en couple calculé sur une machine à structure parallèle. Tout d'abord, la prédiction du comportement dynamique dans la boucle de commande permet d'assurer un suivi meilleur par rapport à une commande linéaire. Ceci est d'autant plus vrai que la structure est lourde (cas typique d'une machine-outil), découpée cinématiquement (cas de certains robots manipulateurs) ou que la trajectoire est rapide. De plus, l'utilisation d'une commande dynamique permet de simplifier la planification de trajectoire notamment au point de changement de direction.

Ces simulations sont en partie validées par des expérimentations sur deux prototypes : l'Isoglide-4 T3R1 et l'Orthoglide. La première série d'expérimentations valide notre position sur l'utilisation d'une commande en couple calculé par rapport à une commande linéaire. Utilisée sur une structure lourde et découpée, la commande linéaire simple ne permet pas de suivre correctement une trajectoire simple. Il est donc nécessaire de compenser le comportement dynamique de la structure mécanique car celui-ci n'est pas négligeable. La deuxième série d'expérimentations apporte des éléments sur la commande extéroceptive. Un choix d'implémentation logicielle et matérielle de la mesure visuelle est proposé et testé. Ainsi, la commande extéroceptive est utilisable et donne des résultats encourageants.

Néanmoins, plusieurs points restent à améliorer aussi bien d'un point de vue théorique qu'expérimental. Les simulations sont relativement simples. Il serait intéressant de quantifier le comportement des commandes en présence de défauts de structures mécaniques et d'efforts parasites. De plus, les variables articulaires sont reconstruites par le modèle géométrique inverse et non issues d'une mesure, ce qui défavorise un peu la commande articulaire et ne permet donc pas d'être totalement objectif.

Les résultats expérimentaux souffrent des plusieurs maux. Outre les problèmes de conception et de sécurité, il reste encore de nombreuses voies d'explorations. La commande extéroceptive ne permet pas à l'heure actuelle d'obtenir les performances attendues théoriques. Des améliorations sont nécessaires pour la mesure visuelle, l'identification et l'implémentation. Concernant l'Isoglide-4 T3R1, la commande extéroceptive doit encore être implémentée. Ceci implique de résoudre les problèmes d'identification.

Conclusions et perspectives

Conclusions

Cette thèse porte sur l'amélioration de la précision des machines à structure parallèle utilisées pour tâches rapides. Elle montre que cela passe par la définition d'une stratégie de commande adaptée.

Suite à un état de l'art critique sur la commande des robots parallèles, les défauts explicites ou implicites des stratégies de commande actuelles pénalisant la précision sont isolés. Ces travaux de thèse montrent notamment que le choix d'un espace de commande plus adapté est primordial. En effet, les robots parallèles et sériels sont commandés de la même manière bien que présentant une dualité reconnue. Ainsi, dans le cas robot parallèle, réaliser la commande dans l'espace articulaire ne permet pas d'assurer une réalisation correcte de la tâche Cartésienne. La présence de liaisons passives et le recours souvent implicite à des transformations numériques diminuent fortement la précision de la commande articulaire. Par conséquent, un espace de commande plus adaptée et une redéfinition des stratégies de commande dans cet espace doit être effectuée.

Une nouvelle vision de la commande des robots parallèles

La contribution majeure de cette thèse est donc de proposer une nouvelle conception de la commande des robots parallèles. Nous proposons en effet d'effectuer la commande dans l'espace Cartésien, déjà connue, mais avec des modèles définis dans cet espace et une mesure extéroceptive. Cette commande doit également prendre en compte le comportement dynamique de la structure qui s'avère être complexe et non compensable efficacement avec un simple correcteur comme dans le cas d'un robot sériel. Une discussion objective permet d'apporter des éléments théoriques sur les améliorations attendues mais aussi sur les points négatifs. La première amélioration est intrinsèque à la commande en couple calculé puisque la compensation du comportement dynamique de la structure permet d'assurer une précision importante, constante dans tout l'espace de travail et valable pour une gamme de vitesse élevée. La deuxième amélioration importante est la suppression d'une grande partie des sources de pertes de précision telles que le recours implicite aux transformations numériques et la transformation biaisée de la tâche à effectuer. D'autres points sont soulevés, et notamment l'assurance d'une meilleure régulation dans l'espace Cartésien au passage de singularités. Les points sensibles qui méritent une attention particulière sont l'utilisation d'un modèle dynamique adapté et une mesure extéroceptive performante.

Une modélisation et une mesure adaptée

Les deux contributions sous jacentes sont donc la redéfinition d'un modèle dynamique adapté à notre choix de commande et la mise en oeuvre expérimentale d'un capteur visuel précis et rapide. Concernant la modélisation, nous avons choisi une méthode basée sur la décomposition de la structure mécanique en structures arborescentes dont chaque contribution sur l'effecteur est déterminée de manière simple. Toutefois, la mise en oeuvre courante de cette méthode est généralement faite dans une optique de commande dans l'espace articulaire. Le modèle obtenu intègre donc implicitement le modèle géométrique direct et est exprimé en fonction des variables articulaires actives. Afin d'être en accord avec notre stratégie de commande, le modèle est restreint au calcul dans l'espace Cartésien et exprimé uniquement en fonction de la pose de l'effecteur. L'application sur l'Orthoglide montre un gain intéressant en terme de temps de calcul, critère important pour une commande rapide.

Le choix de la mesure extéroceptive s'est porté sur un capteur visuel. Néanmoins, les capteurs visuels courants n'offrent pas des fréquences de mesures suffisantes pour assurer le suivi d'une tâche rapide. Ces travaux de thèse apportent donc une contribution technique en proposant la mise en oeuvre d'une mesure visuelle à $1kHz$, fréquence suffisante pour réaliser une commande dynamique dans de bonnes conditions. L'insertion de ce capteur dans un schéma de commande permet d'effectuer la réalisation de trajectoire Cartésienne avec des accélérations de l'ordre de $10m.s^{-2}$ sans avoir recours aux capteurs proprioceptifs.

Cette thèse montre donc qu'il est possible d'améliorer la précision des machines à structure parallèle en optant pour une nouvelle vision de la commande. Nous jetons les bases de nouvelles stratégies de commande adaptées aux spécificités des robots parallèles. Ces travaux ouvrent donc de nombreuses perspectives aussi bien théoriques que pratiques.

Perspectives

Expérimentales

Des perspectives à court terme sont dorénavant envisageables. Elles concernent principalement la mise en oeuvre pratique des stratégies de commande proposées. En effet, les expérimentations montrent que le choix d'une commande en couple calculé avec un modèle Cartésien apporte une amélioration importante de la précision par rapport à une commande linéaire. Elles montrent également qu'il est possible d'effectuer des tâches rapides avec pour seule mesure la vision artificielle rapide. Néanmoins, la mise en oeuvre pratique d'une commande dans l'espace Cartésien avec une mesure extéroceptive n'a pas abouti expérimentalement. Les raisons principales sont la précision médiocre et le bruit important du capteur visuel et l'identification du modèle dynamique Cartésien.

Un effort doit donc effectivement être porté sur le capteur. Le choix de l'estimation de pose s'est porté sur l'algorithme de Dementhon. Bien que performant en terme de vitesse, il n'offre pas des précisions suffisantes. Un nouveau choix d'algorithme pourraient être fait en suivant les travaux de Dahmouche [DAAAM08]. En résolvant les problèmes d'éclairage, de puissance de calcul et d'étalonnage du capteur, une précision et un bruit acceptables peuvent alors être obtenus. Ainsi, les gains de la commande pourraient être

revus à la hausse augmentant de surcroît la précision de la commande.

Une nouvelle méthode d'identification dynamique

L'identification est une étape importante dans l'amélioration de la précision d'une loi de commande utilisant un modèle de comportement du robot. Elle doit être réalisée dans l'espace de la tâche avec une mesure adaptée. Il serait donc intéressant de mettre en oeuvre une identification des paramètres du modèle dynamique obtenu dans cette thèse en utilisant une mesure visuelle. Le modèle dynamique inverse étant utilisé seul, la phase d'identification doit alors permettre d'extraire les paramètres dynamiques mais aussi les paramètres géométriques utiles ainsi que la transformation permettant l'intégration de la mesure visuelle dans l'espace de la tâche. Ces travaux amènent donc à entrevoir une nouvelle façon d'identifier la dynamique d'un robot parallèle. En effet, le processus d'identification dynamique ne ferait plus appel à une minimisation linéaire mais une minimisation non linéaire. Ceci ouvre donc la porte à la définition complète d'une nouvelle stratégie d'identification regroupant le choix de la mesure, le choix de l'algorithme de calcul, la prise en compte des aspects mathématiques comme le conditionnement du problème et les différentes échelles des paramètres et enfin la détermination des trajectoires excitantes. Résoudre ce problème permettrait d'envisager sereinement la mise en oeuvre pratique de la commande en couple calculé dans l'espace Cartésien avec mesure extéroceptive.

Traversée des singularités

Un point abordé est le comportement de notre loi de commande au passage des singularités. Les simulations montrent qu'il est possible de traverser les singularités de type serielle et parallèle d'un robot 3RRR sans prendre de réelles précautions tout en assurant la réalisation correcte de la trajectoire Cartésienne. Ce point doit faire l'objet d'une étude plus approfondie aussi bien théorique que pratique. Il serait intéressant d'apporter un aspect mécanique en modélisant finement le comportement du robot dans les singularités afin de valider les simulations. Il est également nécessaire de valider l'approche par des résultats expérimentaux et de la généraliser. Enfin, il serait pertinent de quantifier complètement le comportement réel de la commande dans les singularités. Les simulations montrent que des mouvements parasites ont tout de même lieu au moment de la singularité. Cette étude peut alors déboucher sur la définition d'un critère pour élaborer une stratégie de calcul du modèle dynamique et de planification de trajectoire dans les singularités. Elle amène également à relâcher les contraintes sur la conception des machines à structure parallèle en autorisant la présence de singularités dans l'espace de travail et donc l'agrandissement de ce dernier. Dans le cas idéal, des structures parallèles ayant des espaces de travail proches de ceux d'un manipulateur sériel pourraient être envisageables.

La commande robuste

Dans cette thèse, nous apportons les équations décrivant l'influence sur la commande extéroceptive des perturbations dues aux erreurs de modélisation et de mesure. Il faut poursuivre cette approche en modélisant également l'effet des retards et différences d'échantillonnage. Ainsi, une stratégie complète de commande robuste peut être élaborée.

En développant une méthode adéquate, la caractérisation des perturbations peut d'abord être étudiée pour chaque structure mécanique définissant ainsi un cahier des charges pour l'identification dynamique et la mesure. Ensuite, connaissant le modèle des perturbations pénalisantes, il est possible de définir des lois de commande pour les compenser. Les techniques utilisant des observateurs et des stratégies de type Backstepping sont tout à fait adaptées.

Vers un MICMAC dynamique

La dernière perspective envisageable à long terme est l'évolution de notre stratégie de commande vers l'asservissement visuel dynamique et notamment l'asservissement visuel de type 2D. Cette évolution passe par plusieurs points. Le premier point est la définition d'un modèle dynamique utilisant les primitives visuelles classiques. Dans le cas d'un asservissement 3D pose, il s'agit d'effectuer la modélisation dans l'espace de mesure visuelle. De manière simplifiée, il suffit de recourir à des déplacements de torseurs dynamiques. Dans le cas d'un asservissement 2D, il faut repenser la modélisation pour relier le mouvement des primitives 2D à la dynamique 3D du robot.

Dans cette optique, le développement d'une modélisation dynamique utilisant les vecteurs directeurs des jambes est envisageable. Ainsi, l'asservissement visuel à partir des limbes proposé par Dallej [Dal07] pourrait alors être étendu à la commande dynamique. De même, une identification dynamique à partir de ces mêmes limbes serait alors possible, amenant donc une suite aux travaux de Renaud [Ren03]. La méthodologie apportée par MICMAC pour la commande cinématique des robots parallèles serait donc également valable pour la commande dynamique.

En définitive, ces travaux de thèse apportent une première pierre à l'édifice qu'est l'amélioration de la précision par l'utilisation d'une commande dynamique dans l'espace Cartésien avec mesure extéroceptive. Ils ouvrent la voie à de nombreux travaux sur la modélisation, l'identification et la commande qui permettront peut-être de rendre enfin les machines structures parallèles compétitives et faire de l'asservissement visuel une réalité dans les ateliers de production.

Annexe A

Modélisation de l'Orthoglide

Cette annexe présente la modélisation complète de l'Orthoglide [WC00]. Nous ne développons l'ensemble des calculs mais juste la démarche et les résultats utiles. Nous donnons d'une part les expressions obtenues à partir de la formulation de Guégan [Gue03] et d'autre part avec la formulation proposée dans cette thèse (Section 2.2.1). La modélisation commence par une étude géométrique, puis cinématique et enfin dynamique.

A.1 Modélisation géométrique

La modélisation géométrique est complètement réalisée par Guégan [Gue03] et Pashkevich [PCW06]. Nous reprenons donc les principaux résultats sans entrer dans les détails.

A.1.1 Modélisation géométrique du robot

La Figure A.1 présente une vue schématique de l'Orthoglide avec les axes et les notations utilisés. Le modèle géométrique inverse de l'Orthoglide est relativement simple. Il possède 8 modes de travail, mais un seul est situé dans l'espace de travail [PCW06] :

$$\begin{aligned} q_{11} &= Z_e - \sqrt{D_4^2 - X_e^2 - Y_e^2 - D_6} \\ q_{12} &= X_e + a - \sqrt{D_4^2 - Y_e^2 - (Z_e - a)^2 - D_6} \\ q_{13} &= Y_e + a - \sqrt{D_4^2 - X_e^2 - (Z_e - a)^2 - D_6} \end{aligned} \quad (\text{A.1})$$

De plus, l'Orthoglide possède un modèle géométrique direct analytique avec deux modes d'assemblage [PCW06] :

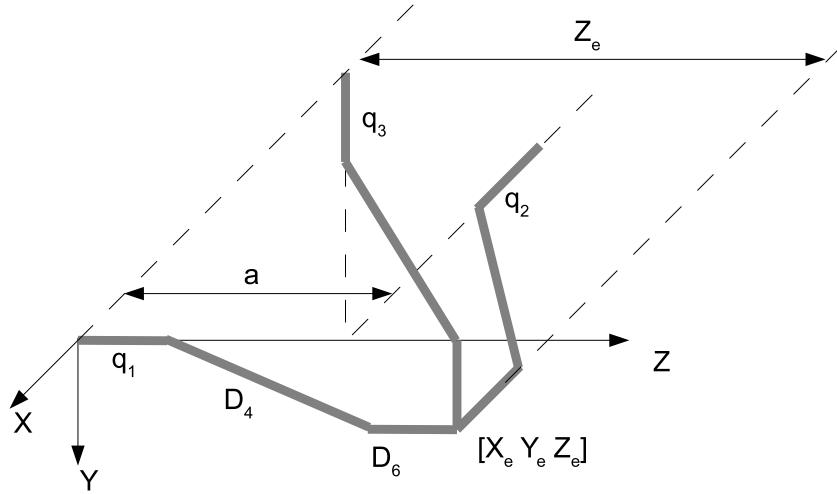


FIG. A.1 – Définitions des axes et notations utilisées pour la géométrie de l'Orthoglide

$$P_{Bi} = -a + q_{i1} + D_6 \quad (A.2)$$

$$t = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (A.3)$$

$$X_e = \frac{P_{B2}}{2} + \frac{t}{2P_{B2}} \quad (A.4)$$

$$Y_e = \frac{P_{B3}}{2} + \frac{t}{2P_{B3}} \quad (A.5)$$

$$Z_e = \frac{P_{B1}}{2} + \frac{t}{2P_{B1}} \quad (A.6)$$

où $A = \frac{1}{4} \sum_{i=1}^3 P_{Bi}^{-2}$, $B = \frac{1}{2}$, $C = \frac{1}{4} \left(\sum_{i=1}^3 P_{Bi}^2 \right) - D_4^2$.

Le choix du mode d'assemblage est fixé par $Z_e > 0$.

A.1.2 Modélisation géométrique des jambes

La modélisation géométrique des jambes peut être faite de deux manières : paramétrage DHKK et inversion des matrices de transformation comme utilisé par Guégan [Gue03] ou résolution géométrique directe [PLA⁺08]. Les notations utilisées sont définies dans la Figure A.2.

Expressions obtenues par Guégan

Guégan obtient les expressions suivantes après calcul du modèle géométrique direct de chaque jambe et inversion :

$$\begin{aligned} q_{3i} &= a \sin\left(\frac{-\Delta_{3i}}{D_4}\right) \\ q_{2i} &= a \cos\left(\frac{\Delta_{2i}}{c_{3i} D_4}\right) \end{aligned} \quad (A.7)$$

avec :

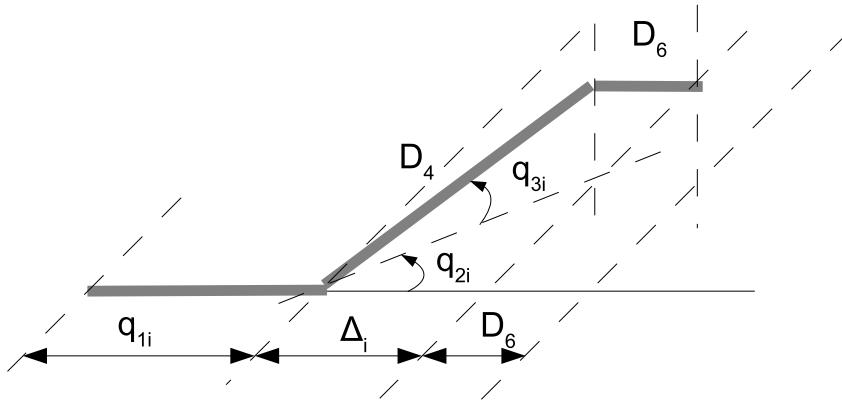


FIG. A.2 – Définitions des notations utilisées pour la géométrie des jambes

$$\begin{aligned}
 - \Delta_3 &= \begin{pmatrix} Y_e \\ Z_e - a \\ X_e \end{pmatrix} \\
 - \Delta_2 &= \begin{pmatrix} X_e \\ Y_e \\ Z_e - a \end{pmatrix}
 \end{aligned}$$

Expressions Cartésiennes obtenues par notre méthode sans inversions trigonométriques

En analysant la géométrie de la jambe, il est possible d'écrire directement les variables articulaires passives en fonction de la pose de l'effecteur :

$$\begin{aligned}
 s_{31} &= -\frac{Y_e}{D_4} & c_{31} &= \frac{\sqrt{D_4^2 - Y_e^2}}{D_4} \\
 s_{21} &= \frac{\Delta_1}{\sqrt{D_4^2 - Y_e^2}} & c_{21} &= \frac{X_e}{\sqrt{D_4^2 - Y_e^2}} \\
 s_{32} &= -\frac{Z_e - a}{D_4} & c_{32} &= \frac{\sqrt{D_4^2 - (Z_e - a)^2}}{D_4} \\
 s_{22} &= \frac{\Delta_2}{\sqrt{D_4^2 - (Z_e - a)^2}} & c_{22} &= \frac{Y_e}{\sqrt{D_4^2 - (Z_e - a)^2}} \\
 s_{33} &= -\frac{X_e}{D_4} & c_{33} &= \frac{\sqrt{D_4^2 - X_e^2}}{D_4} \\
 s_{23} &= \frac{\Delta_3}{\sqrt{D_4^2 - X_e^2}} & c_{23} &= \frac{Z_e - a}{\sqrt{D_4^2 - X_e^2}}
 \end{aligned} \tag{A.8}$$

où :

$$\begin{aligned}
 \Delta_1 &= \sqrt{D_4^2 - X_e^2 - Y_e^2} \\
 \Delta_2 &= \sqrt{D_4^2 - Y_e^2 - (Z_e - a)^2} \\
 \Delta_3 &= \sqrt{D_4^2 - X_e^2 - (Z_e - a)^2}
 \end{aligned} \tag{A.9}$$

Les expressions Cartésiennes ne font pas intervenir d'inversions trigonométriques et font directement intervenir la pose de l'effecteur. Les problèmes de signes et de modulo dus à l'inversion trigonométrique sont évités.

A.2 Modélisation cinématique

A.2.1 Modèle cinématique du robot

En dérivant l'Equation A.1, le modèle cinématique peut être mis sous la forme :

$$D_{inv} = \begin{pmatrix} \frac{X_e}{\Delta_1} & \frac{Y_e}{\Delta_1} & 1 \\ 1 & \frac{Y_e}{\Delta_2} & \frac{Z_e - a}{\Delta_2} \\ \frac{X_e}{\Delta_3} & 1 & \frac{Z_e - a}{\Delta_3} \end{pmatrix} \quad (\text{A.10})$$

A.2.2 Modèle cinématique des jambes

Concernant la cinématique des jambes, il est possible d'obtenir son expression soit par les méthodes classiques de la robotique serielle [Gue03] soit en dérivant l'Equation A.8.

Expressions obtenues par Guégan

Guégan obtient les matrices suivantes :

$$\begin{aligned} J_1^{-1} &= \begin{pmatrix} -\frac{1}{t_{21}} & \frac{t_{31}}{s_{21}} & 1 \\ -\frac{1}{D_4 c_{31} s_{21}} & \frac{t_{31}}{D_4 c_{31} t_{21}} & 0 \\ 0 & -\frac{1}{D_4 c_{31}} & 0 \end{pmatrix} \\ J_2^{-1} &= \begin{pmatrix} 1 & -\frac{1}{t_{22}} & \frac{t_{32}}{s_{22}} \\ 0 & -\frac{1}{D_4 c_{32} s_{22}} & \frac{t_{32}}{D_4 c_{32} t_{22}} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{D_4 c_{32}} \end{pmatrix} \\ J_3^{-1} &= \begin{pmatrix} \frac{t_{33}}{s_{23}} & 1 & -\frac{1}{t_{23}} \\ -\frac{t_{33}}{D_4 c_{33} t_{23}} & 0 & \frac{1}{D_4 c_{33} s_{23}} \\ -\frac{1}{D_4 c_{33}} & 0 & 0 \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (\text{A.11})$$

dans lesquelles sont utilisées les expressions des variables articulaires passives données par Equation A.7.

Expressions Cartésiennes obtenues par notre méthode

En dérivant les expressions données par l'Equation A.8 ou en les injectant dans l'Equation A.11, nous obtenons :

$$\begin{aligned}
J_1^{-1} &= \begin{pmatrix} \frac{X_e}{\Delta_1} & \frac{Y_e}{\Delta_1} & 1 \\ -\frac{1}{\Delta_1} & -\frac{X_e Y_e}{(D_4^2 - Y_e^2) \Delta_1} & 0 \\ 0 & -\frac{1}{\sqrt{D_4^2 - Y_e^2}} & 0 \end{pmatrix} \\
J_2^{-1} &= \begin{pmatrix} 1 & \frac{Y_e}{\Delta_2} & \frac{Z_e - a}{\Delta_2} \\ 0 & -\frac{1}{\Delta_2} & \frac{Y_e (Z_e - a)}{(D_4^2 - (Z_e - a)^2) \Delta_2} \\ 0 & 0 & -\frac{1}{\sqrt{D_4^2 - (Z_e - a)^2}} \end{pmatrix} \\
J_3^{-1} &= \begin{pmatrix} \frac{X_e}{\Delta_3} & 1 & \frac{Z_e - a}{\Delta_3} \\ \frac{X_e (Z_e - a)}{(D_4^2 - X_e^2) \Delta_3} & 0 & -\frac{1}{\Delta_3} \\ -\frac{1}{\sqrt{D_4^2 - X_e^2}} & 0 & 0 \end{pmatrix}
\end{aligned} \tag{A.12}$$

Les expressions Cartésiennes permettent une écriture directe des jacobiniennes uniquement à partir de la pose de l'effecteur. Il n'y a donc pas d'éventuelle perte d'informations due aux inversions trigonométriques.

A.3 Modélisation dynamique

A.3.1 Dynamique de l'effecteur

La dynamique de l'effecteur est donnée par l'équation Newton-Euler en ne gardant que les forces portées par les axes des degrés de liberté. L'expression globale est donnée par [KD02, KI04] :

$$\mathbb{F}_p = \gamma_P \ddot{X} + \begin{bmatrix} \Omega \times (\Omega \times M S_p) \\ \Omega \times \Omega \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} M_p I_3 \\ \widehat{M S_p} \end{bmatrix} g \tag{A.13}$$

où :

- \ddot{X} vecteur contenant les dérivées secondes des variables cartésiennes de la plateforme
- Ω est le vecteur de rotation de la plateforme
- M_p est la masse de la plateforme
- $M S_p = [M_p X_p \ M_p Y_p \ M_p Z_p]^T$ vecteur contenant les trois premiers moments d'inertie de la plateforme
- γ_P tenseur d'inertie

$$\gamma_P = \begin{bmatrix} M_p I_3 & -\widehat{M S_p} \\ \widehat{M S_p} & I_p \end{bmatrix} \tag{A.14}$$

- I_p matrice d'inertie de la plateforme

En restreignant cette expression aux seuls efforts transmissibles portés par les axes de translations et en utilisant la notation de l'Equation 2.2, l'expression suivante est obtenue :

$$\mathbb{F}_P = M_p (\ddot{X} - g) \tag{A.15}$$

A.3.2 Dynamique des jambes

La dynamique des jambes peut être obtenue en réutilisant l'algorithme de Newton-Euler directement ou l'équation le Lagrange. Guégan utilise une expression symbolique de l'algorithme de Newton-Euler [Gue03]. Cependant, les jambes étant relativement simples, une expression analytique est facilement obtenue, ce qui limite les calculs. Nous donnons ici l'expression des matrices A_i et C_i et du vecteur G_i de l'Equation 2.4 dans lesquelles sont utilisées les expressions données par Equation A.8. Les paramètres inertIELS sont ceux proposés par Guégan [Gue03] :

- M_{R1} est la masse des jambes seules
- MX_2 , MYR_2 , MX_3 , MY_3 sont des premiers moments d'inertie
- ZZR_2 , ZZR_3 , XY_3 , XZ_3 et YZ_3 sont les termes de la matrice d'inertie

La matrice d'inertie des jambes a donc pour expression :

$$A_i = \begin{pmatrix} MR_1 & -MX_2c_{2i}+MYR_2s_{2i}-MX_3c_{2i}c_{3i}+MY_3c_{2i}s_{3i} & MX_3s_{2i}s_{3i}+MY_3s_{2i}c_{3i} \\ -MX_2c_{2i}+MYR_2s_{2i}-MX_3c_{2i}c_{3i}+MY_3c_{2i}s_{3i} & XXR_3s_{3i}^2+ZZR_2+2XY_3s_{3i}c_{3i} & -XZ_3s_{3i}-YZ_3c_{3i} \\ MX_3s_{2i}s_{3i}+MY_3s_{2i}c_{3i} & -XZ_3s_{3i}-YZ_3c_{3i} & ZZR_3 \end{pmatrix} \quad (A.16)$$

Le vecteur des forces centrifuges et de Coriolis a pour expression :

$$C_i = \begin{pmatrix} (MX_2s_{2i}+MYR_2c_{2i})\dot{q}_{2i}^2+2(MY_3c_{2i}c_{3i}+MX_3c_{2i}s_{3i})\dot{q}_{2i}\dot{q}_{3i}+(MX_3s_{2i}c_{3i}-MY_3s_{2i}s_{3i})(\dot{q}_{2i}^2+\dot{q}_{3i}^2) \\ -XZ_3c_{3i}+YZ_3s_{3i}\dot{q}_{3i}^2+2(XX_3c_{3i}s_{3i}+XY_3*(-1+2c_{3i}^2))\dot{q}_{2i}\dot{q}_{3i} \\ (-XXR_3c_{3i}s_{3i}+XY_3*(1-2c_{3i}^2))\dot{q}_{2i}^2 \end{pmatrix} \quad (A.17)$$

Les 3 jambes, de part leur position différente dans le repère Cartésien, ont chacune un vecteur de gravité :

$$G_1 = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ -MX_3s_{31}+MY_3c_{31} \end{pmatrix} g \quad (A.18)$$

$$G_2 = \begin{pmatrix} 0 \\ -MX_2s_{22}-MYR_2c_{22}-MX_3s_{22}c_{32}+MY_3s_{22}s_{32} \\ -MX_3c_{22}s_{32}-MY_3c_{22}c_{32} \end{pmatrix} g \quad (A.19)$$

$$G_3 = \begin{pmatrix} MR_1 \\ -MX_2c_{23}+MYR_2s_{23}-MX_3c_{23}c_{33}+MY_3c_{23}s_{33} \\ MX_3s_{23}s_{33}+MY_3s_{23}c_{33} \end{pmatrix} g \quad (A.20)$$

Le terme H_i est alors obtenu très simplement : $H_i = C_i + G_i$

Annexe B

Modélisation de l'Isoglide-4 T3R1

Cette annexe présente la modélisation complète de l'Isoglide-4 T3R1 [Gog04].

B.1 Modélisation géométrique

B.1.1 Modélisation géométrique du robot

La géométrie du robot est relativement simple : un mouvement d'un moteur génère une translation de la plateforme, une différence de mouvement entre les deux bras verticaux génère une rotation. En se référant à la Figure B.1, il est facile de trouver une relation entre la pose de l'effecteur et les variables articulaires actives :

$$\begin{cases} X_e = q_{11} + X_{01} - b_5 \\ Y_e = q_{21} + Y_{02} + b_5 + H \\ Z_e = q_{31} + Z_{03} + b_5 \\ \sin \theta = \frac{q_{41} - q_{31} + Z_{04} - Z_{03}}{L} \end{cases} \quad (B.1)$$

L'Equation B.1 donne donc un modèle géométrique direct simple (une simple translation entre espace articulaire et Cartésien). Ceci n'est valable que dans le cas où la perpendicularité des axes est respectée. Cependant, une prise en compte des défauts de montage peut-être faite [RAF⁺06].

B.1.2 Modélisation géométrique des jambes

Les variables articulaires passives utiles (q_{2i} et q_{3i} sur la Figure B.2) sont facilement obtenues par des considérations géométriques simples. La variable q_{4i} n'a aucune influence sur le comportement dynamique du robot, elle n'est donc pas déterminée. En se référant à la Figure B.3, les expressions suivantes peuvent être déduites :

$$\begin{aligned} c_{3i} &= \frac{l_i^2 - d_3^2 - d_4^2}{2d_3d_4} \\ t_{2i} &= \frac{2d_3X_{4i} \pm \sqrt{4d_3^2l_i^2 + (l_i^2 + d_3^2 - d_4^2)^2}}{l_i^2 + d_3^2 - d_4^2 + 2d_3(Y_{4i} - d_2)^2} \end{aligned} \quad (B.2)$$

où :

$$- l_i^2 = X_{4i}^2 + (Y_{4i} - d_2)^2$$

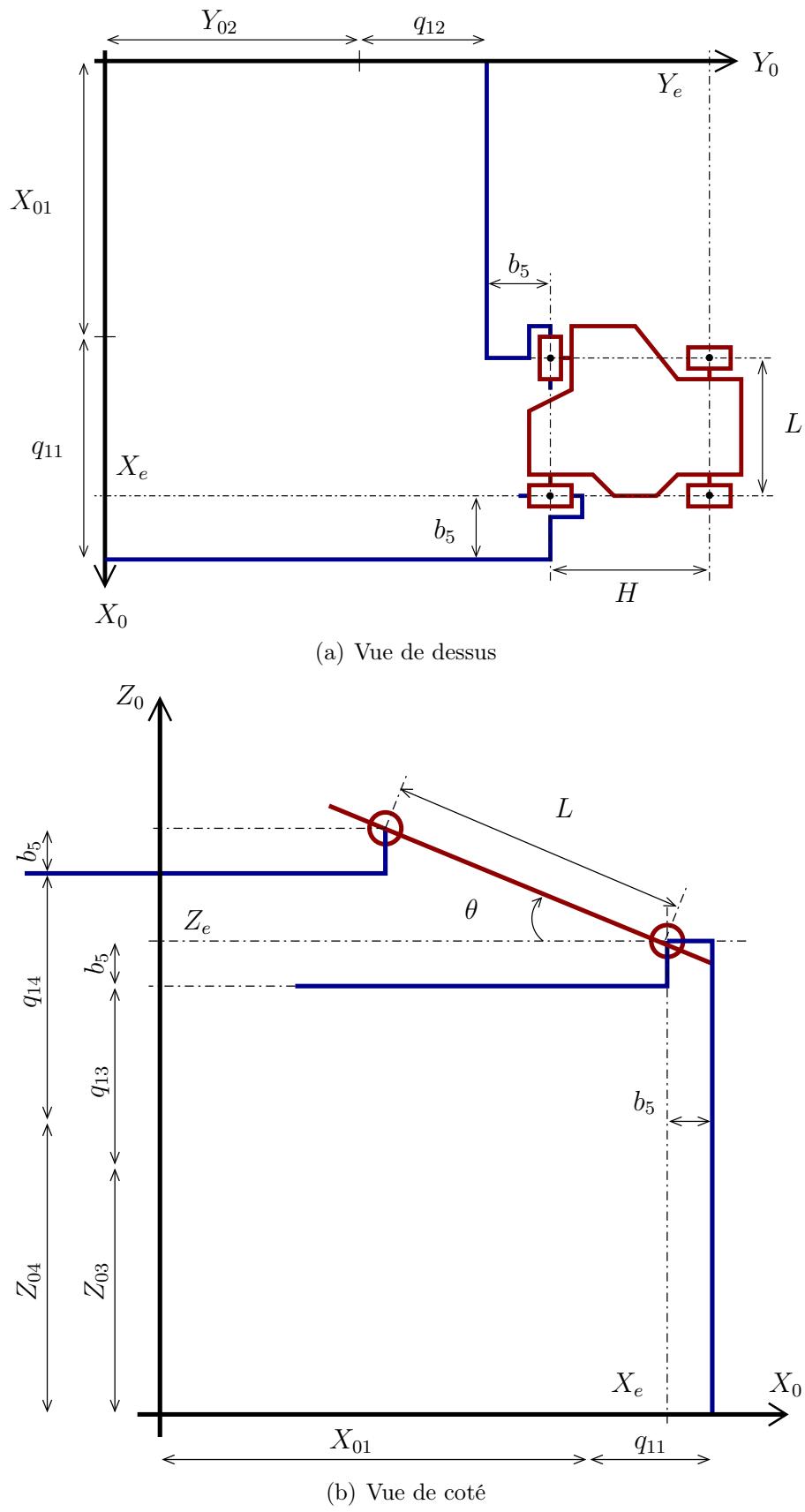


FIG. B.1 – Représentation schématique de l'Isoglide T3R1

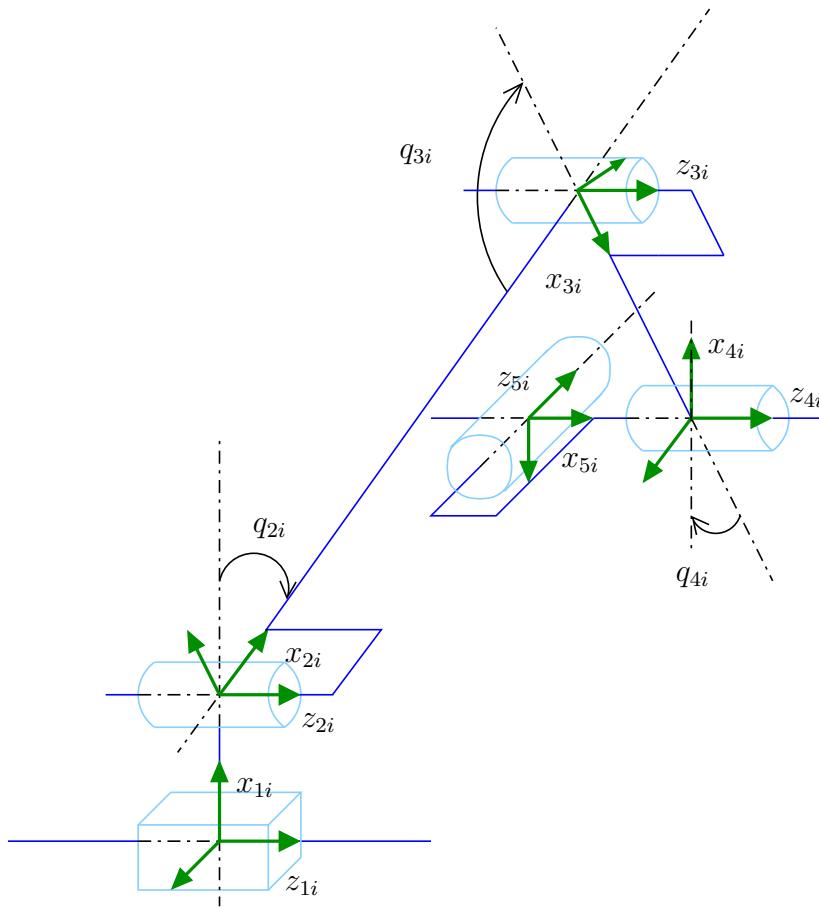


FIG. B.2 – Schéma cinématique d'une jambe

- Les variables X_{4i} et Y_{4i} (Figure B.2) sont liées à la pose de l'effecteur :

$$\begin{aligned}
 X_{41} &= Y_e - H \\
 Y_{41} &= Z_e \\
 X_{42} &= X_e - L \cos \theta \\
 Y_{42} &= Z_e + L \sin \theta \\
 X_{43} &= Y_e - Y_{03} \\
 Y_{43} &= X_e - X_{03} \\
 X_{44} &= X_e - X_{04} \\
 Y_{44} &= Y_e - Y_{04}
 \end{aligned} \tag{B.3}$$

où X_{03} , Y_{03} , X_{04} et Y_{04} sont les coordonnées en X et Y de l'origine des actionneurs

B.2 Modélisation cinématique

B.2.1 Modélisation cinématique du robot

La géométrie du robot étant très simple, il en va logiquement de même pour la cinématique. En dérivant, l'Equation B.1, la matrice jacobienne directe peut être exprimée de la façon suivante :

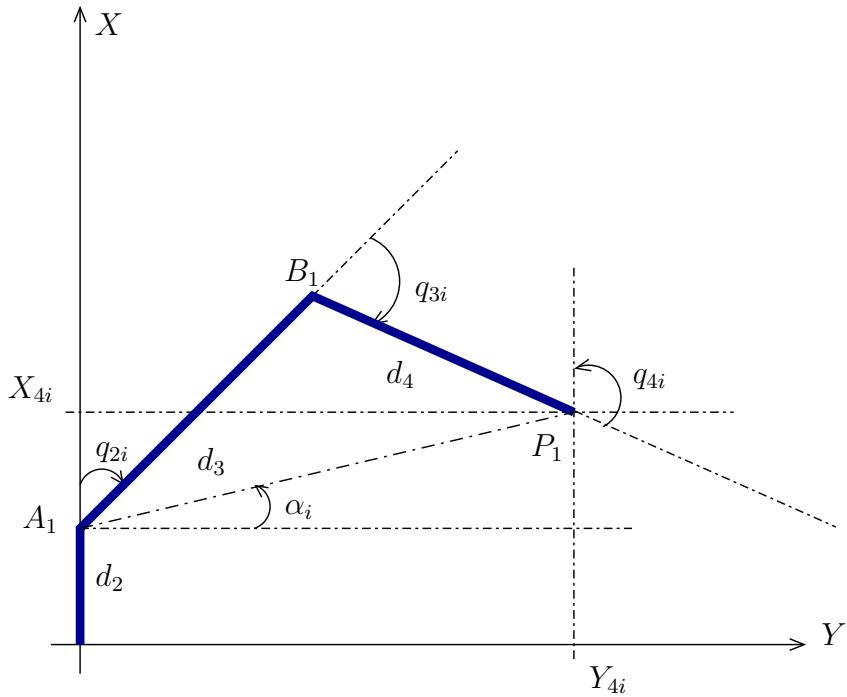


FIG. B.3 – Représentation schématique d'une jambe

$$D(X) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{L\cos\theta} & \frac{1}{L\cos\theta} \end{pmatrix} \quad (B.4)$$

B.2.2 Modélisation cinématique des jambes

La cinématique des jambes peut-être également facilement obtenue par dérivation de l'Equation B.2 :

$$J_i(X_{4i}, Y_{4i}) = \begin{pmatrix} 0 & \frac{s_{2i3i}}{d_3s_{3i}} & \frac{c_{2i3i}}{d_3s_{3i}} \\ 0 & \frac{d_3s_{2i}+d_4s_{2i3i}}{d_3d_{4i}s_{3i}} & \frac{d_3c_{2i}+d_4c_{2i3i}}{d_4d_{3i}s_{3i}} \\ 1 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (B.5)$$

Il est possible d'écrire ces matrices directement en fonction de la pose de l'effecteur ou de réutiliser les valeurs des fonctions trigonométriques calculées avec l'Equation B.2. Il faut noter qu'il est nécessaire de ramener l'expression de cette matrice dans le repère Cartésien.

Enfin, la dérivation du jeu d'équations donné en Equation B.3 permet d'obtenir les matrices J_{pi} .

B.3 Modélisation dynamique

B.3.1 Dynamique de l'effecteur

La dynamique de l'effecteur est obtenue en restreignant l'Equation A.13 aux 4 degrés de liberté du robot :

$$\mathbf{F}_P = \quad (B.6)$$

$$\begin{aligned} & \begin{pmatrix} M_P & 0 & 0 & (M_P X_P s_\theta + M_P Z_P c_\theta) \\ 0 & M_P & 0 & 0 \\ 0 & 0 & M_P & (-M_P X_P c_\theta + M_P Z_P s_\theta) \\ (M_P X_P s_\theta + M_P Z_P c_\theta) & 0 & (-M_P X_P c_\theta + M_P Z_P s_\theta) & YY_P \end{pmatrix} \ddot{\mathbf{X}} \\ & + \begin{pmatrix} (-M_P X_P c_\theta + M_P Z_P s_\theta) \theta^2 \\ 0 \\ -(M_P X_P s_\theta + M_P Z_P c_\theta) \theta^2 \\ 0 \end{pmatrix} \dot{\mathbf{X}} \\ & - \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ M_P \\ (-M_P X_P c_\theta + M_P Z_P s_\theta) \end{pmatrix} g \end{aligned} \quad (B.7)$$

où les paramètres inertIELS de la plateforme sont les suivants :

- M_P est la masse de la plateforme
- $M_P X_P$ et $M_P Z_P$ sont les premiers moments d'inertie
- YY_P est l'inertie en rotation

B.3.2 Dynamique des jambes

La dynamique des jambes peut être obtenue en réutilisant l'algorithme de Newton-Euler directement ou l'équation le Lagrange. Cependant, les jambes étant relativement simples, une expression analytique est facilement obtenue, ce qui limite les calculs. Nous donnons ici l'expression des matrices A_i et C_i et du vecteur G_i dans lesquelles sont utilisées les expressions des variables articulaires passives données par Equation B.2.. Les paramètres inertIELS des jambes sont les suivants :

- M_{R1} est la masse des jambes seules
- MXR_2 , MY_2 , MXR_3 , MY_3 sont des premiers moments d'inertie
- ZZR_2 , ZZR_3 sont les termes de la matrice d'inertie
- M_{comp3} et M_{comp4} représentent l'action des compensateurs statiques montés sur les jambes 3 et 4

La matrice d'inertie des jambes a donc pour expression :

$$A_i = \begin{pmatrix} MR_1 & 0 & 0 \\ 0 & ZZR_2 + 2d_3 MXR_3 c_{3i} - 2d_3 MY_3 s_{3i} & ZZ_3 + d_3 MXR_3 c_{3i} - d_3 MY_3 s_{3i} \\ 0 & ZZ_3 + d_3 MXR_3 c_{3i} - d_3 MY_3 s_{3i} & ZZ_3 \end{pmatrix} \quad (B.8)$$

Le vecteur des forces centrifuges et de Coriolis a pour expression :

$$C_i = \begin{pmatrix} 0 \\ -(d_3 MXR_3 s_{3i} + d_3 MY_3 c_{3i}) (2\dot{q}_{2i} + \dot{q}_{3i}) q_{3i} \\ (d_3 MXR_3 s_{3i} + d_3 MY_3 c_{3i}) \dot{q}_{2i}^2 \end{pmatrix} \quad (B.9)$$

Les 4 jambes, de part leur position différente dans le repère Cartésien, ont chacune un vecteur de gravité :

$$G_1 = \begin{pmatrix} 0 \\ MXR_2s_{21} + MY_2c_{21} + MXR_3s_{2131} + MY_3c_{2131} \\ MXR_3s_{2131} + MY_3c_{2131} \end{pmatrix} g \quad (\text{B.10})$$

$$G_2 = \begin{pmatrix} 0 \\ MXR_2c_{22} - MY_2s_{22} + MXR_3c_{2232} - MY_3s_{2232} \\ MXR_3c_{2232} - MY_3s_{2232} \end{pmatrix} g \quad (\text{B.11})$$

$$G_3 = \begin{pmatrix} -MR_1 + M_{comp3} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} g \quad (\text{B.12})$$

$$G_4 = \begin{pmatrix} -MR_1 + M_{comp4} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} g \quad (\text{B.13})$$

Le terme H_i est alors obtenu très simplement : $H_i = C_i + G_i$

Annexe C

Modélisation du 3-RRR

Cette annexe présente la modélisation complète du 3-RRR.

C.1 Modèle géométrique inverse complet

Le robot possède 3 jambes identiques comportant 3 pivots. Les actionneurs sont généralement placés à 120 degrés l'un de l'autre (voir Figure C.1).

Les centres des pivots ont pour coordonnées :

$$A_i = L \begin{pmatrix} \cos((i-1)\frac{2\pi}{3}) \\ \sin((i-1)\frac{2\pi}{3}) \end{pmatrix} \quad (C.1)$$

$$B_i = A_i + d_1 \begin{pmatrix} \cos(q_{1i} + (i-1)\frac{2\pi}{3}) \\ \sin(q_{1i} + (i-1)\frac{2\pi}{3}) \end{pmatrix} \quad (C.2)$$

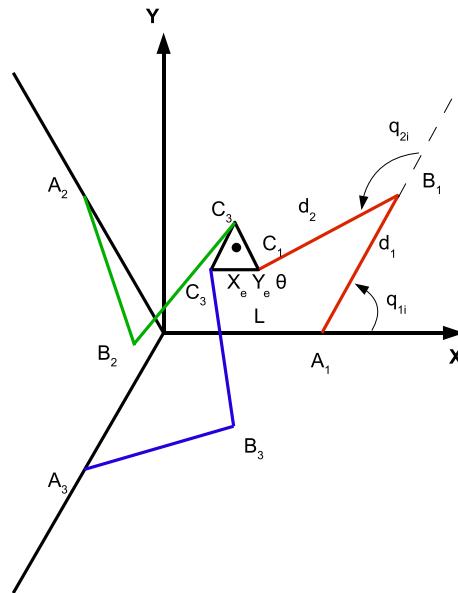


FIG. C.1 – Le 3RRR et les notations utilisées

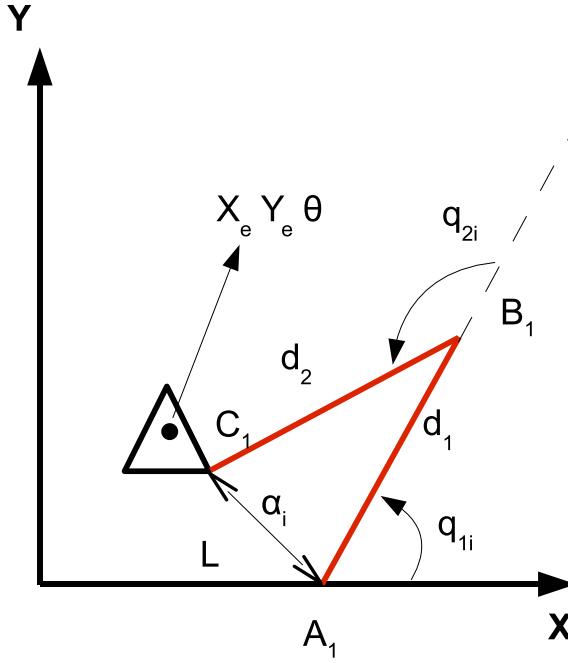


FIG. C.2 – Détail d'une jambe

$$C_i = B_i + d_2 \begin{pmatrix} \cos(q_{1i} + q_{2i} + (i-1)\frac{2\pi}{3}) \\ \sin(q_{1i} + q_{2i} + (i-1)\frac{2\pi}{3}) \end{pmatrix} \quad (C.3)$$

$$= \begin{pmatrix} X_e + r \cos(\theta + (i-1)\frac{2\pi}{3}) \\ Y_e + r \sin(\theta + (i-1)\frac{2\pi}{3}) \end{pmatrix} \quad (C.4)$$

où r est distance du centre de la plateforme au point C_i .

Le modèle géométrique inverse est obtenu par résolution de l'équation $\|B_i C_i\|^2 = d_2^2$. En ne gardant que l'expression des fonctions trigonométriques associées à la variable q_{1i} , nous obtenons :

$$t_i = \frac{-\gamma_i \pm \sqrt{4d_1^2\alpha_i - (\alpha_i + d_1^2 - d_2^2)^2}}{\alpha_i - \beta_i} \quad (C.5)$$

$$c_{1i} = \frac{1 - t_i^2}{1 + t_i^2} \quad (C.6)$$

$$s_{1i} = \frac{2t_i}{1 + t_i^2} \quad (C.7)$$

avec :

- $\alpha_i = \|A_i C_i\|^2$ (voir Figure C.2)
- $\beta_i = 2d_1(-X_e \cos((i-1)\frac{2\pi}{3}) - Y_e \sin((i-1)\frac{2\pi}{3})) - r \cos \theta + L$
- $\gamma_i = 2d_1(X_e \sin((i-1)\frac{2\pi}{3}) - Y_e \cos((i-1)\frac{2\pi}{3})) - r \sin \theta$

Les deux solutions représentent les configurations coude gauche/coude droit.

Les expressions des fonctions trigonométriques associées à la variable q_{2i} sont obtenues en résolvant l'équation $\alpha_i^2 = d_1^2 + d_2^2 + 2d_1d_2c_{2i}$ (théorème de Pythagore). L'expression suivante est alors déduite :

$$c_{2i} = \frac{\alpha_i^2 - d_1^2 - d_2^2}{2d_1d_2} \quad (C.8)$$

Ainsi, la configuration articulaire complète est déduite uniquement à partir de la pose de l'effecteur. Le choix des modes d'assemblage peut se faire arbitrairement, par considération de la mesure des codeurs des actionneurs ou par mesure de la direction de la jambe en utilisant les travaux de Dallej [Dal07].

C.2 Modèle cinématique complet

Le modèle cinématique inverse est ici déterminé grâce aux relations d'équiprojectivité : $V_{Bi} \cdot B_i C_i = V_{Ci} \cdot B_i C_i$. Or, les vitesses des points B_i et C_i sont faciles à déterminer par simple dérivation de l'Equation C.2 et de l'Equation C.4. La relation $J_q \dot{q} = J_X \dot{X}$ est alors facilement obtenue. Les deux matrices ont pour expressions :

$$J_q = \text{diag}[d(-X_e \sin(q_{1i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3})) + Y_e \cos(q_{1i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) + Ls_{1i} - r \sin(q_{1i} - \theta)] \quad (C.9)$$

$$J_X = \begin{pmatrix} \vdots & X_e + r \cos(\theta + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) - L \cos((i-1)\frac{2\Pi}{3}) - d \cos(q_{1i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) & \vdots \\ \vdots & Y_e + r \sin(\theta + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) - L \sin((i-1)\frac{2\Pi}{3}) - d \sin(q_{1i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) & \vdots \\ \vdots & r(-X_e \sin(\theta + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) + Y_e \cos(\theta + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) + L \sin \theta - d \sin(q_{1i} - \theta)) & \vdots \end{pmatrix}^T \quad (C.10)$$

Dans ces matrices, il est évidemment nécessaire d'utiliser les expressions données par l'Equation C.7 et l'Equation C.8 et ne pas faire d'inversions trigonométriques.

A condition que J_q soit inversible, le modèle cinématique inverse est alors obtenu simplement :

$$D_i n v = J_q^{-1} J_X \quad (C.11)$$

Le modèle cinématique de chaque jambe et la matrice de passage entre le bout de la jambe et la plateforme ont des expressions simples :

$$J_i = \frac{1}{d_1 s_{2i}} \begin{pmatrix} \cos(q_{1i} + q_{2i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) & \sin(q_{1i} + q_{2i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) \\ -\cos(q_{1i} + q_{2i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) - \cos(q_{1i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) & -\sin(q_{1i} + q_{2i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) - \sin(q_{1i} + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) \end{pmatrix} \quad (C.12)$$

$$J_{pi} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & -r \sin(\theta + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) \\ 0 & 1 & r \cos(\theta + (i-1)\frac{2\Pi}{3}) \end{pmatrix} \quad (C.13)$$

C.3 Modélisation dynamique

C.3.1 Dynamique de la plateforme

Nous donnons ici l'expression de la dynamique de la plateforme, restreinte aux degrés de translation XY et à la rotation θ :

$$\mathbb{F}_P = \begin{pmatrix} M_p \ddot{X}_e - (M_P X_P \sin \theta + M_P Y_P \cos \theta) \ddot{\theta} - (M_P X_P \cos \theta - M_P Y_P \sin \theta) \dot{\theta}^2 \\ M_p \ddot{Y}_e + (M_P X_P \cos \theta - M_P Y_P \sin \theta) \ddot{\theta} - (M_P X_P \sin \theta - M_P Y_P \cos \theta) \dot{\theta}^2 \\ ZZ_P \ddot{\theta} - (M_P X_P \sin \theta + M_P Y_P \cos \theta) \ddot{X}_e - (M_P X_P \cos \theta - M_P Y_P \sin \theta) \dot{Y}_e \end{pmatrix} \quad (C.14)$$

où les paramètres inertIELS de la plateforme sont les suivants :

- M_P est la masse de la plateforme
- $M_P X_P$ et $M_P Y_P$ sont les premiers moments d'inertie
- ZZ_P est l'inertie en rotation

C.3.2 Dynamique des jambes

Voici l'expression des matrices d'inertie et des vecteurs des forces de Coriolis et centrifuge dans lesquels sont utilisées les expressions des variables articulaires passives données par Equation C.7 et Equation C.8.

$$A_i = \begin{pmatrix} ZZ_R_1 + 2d_1(MX_2c_{2i} - MY_2s_{2i}) & ZZ_2 + 2d_1(MX_2c_{2i} - MY_2s_{2i}) \\ ZZ_R_1 + 2d_1(MX_2c_{2i} - MY_2s_{2i}) & ZZ_2 \end{pmatrix} \quad (C.15)$$

$$H_i = \begin{pmatrix} -d_1(MX_2s_{2i} + MY_2c_{2i})(2\dot{q}_{1i} + \dot{q}_{2i})\dot{q}_{2i} \\ d_1(MX_2s_{2i} + MY_2c_{2i})\dot{q}_{1i}^2 \end{pmatrix} \quad (C.16)$$

où :

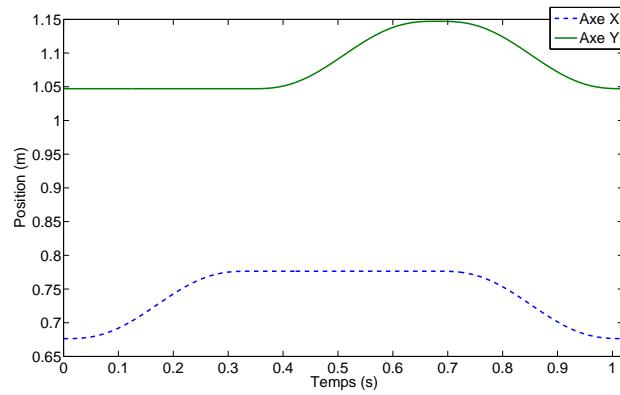
- MX_2 , MY_2 sont des premiers moments d'inertie
- ZZ_R_1 sont les termes de la matrice d'inertie

Les forces de gravité n'ont bien entendu pas d'influence sur le comportement du robot dans son utilisation normale (déplacements dans le plan horizontal).

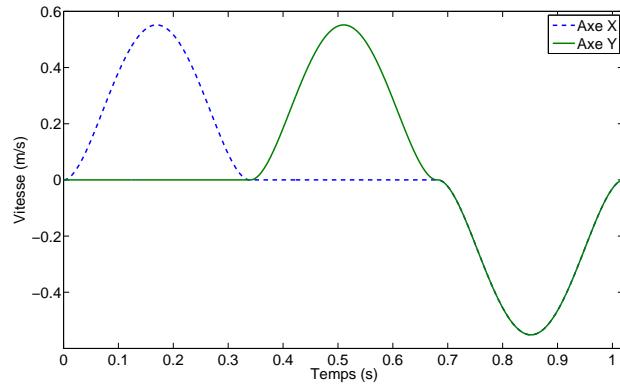
Annexe D

Profils des trajectoires

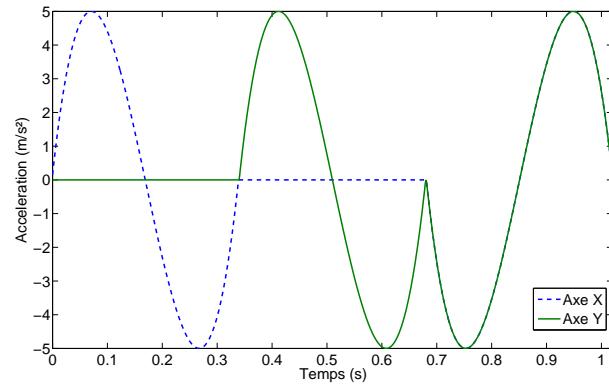
Cette annexe donne des exemples de profils des trajectoires utilisées en simulation ou en expérimentation. Les trajectoires linéaires sont des trajectoires point à point avec interpolation par un polynôme de degré 5. Les trajectoires circulaires sont des trajectoires dont le parcours angulaire est interpolé par un polynôme de degré 5.



(a) Position

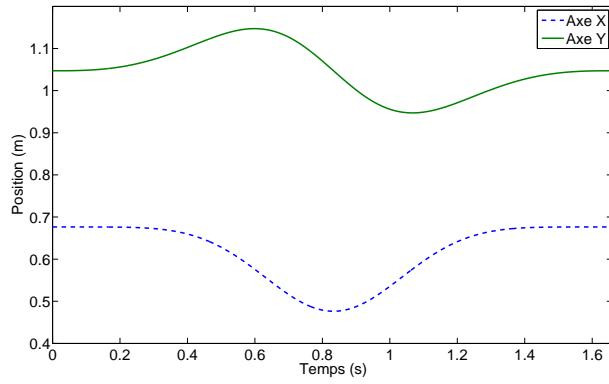


(b) Vitesse

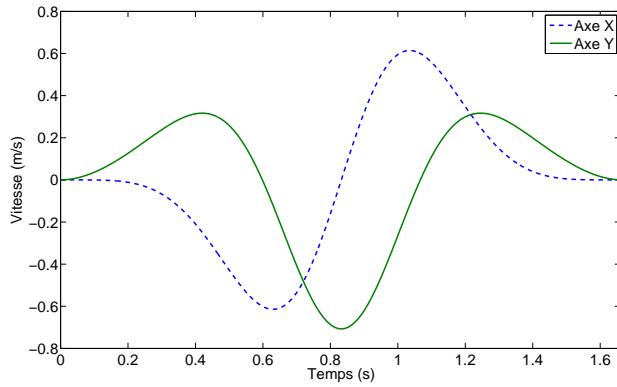


(c) Accélération

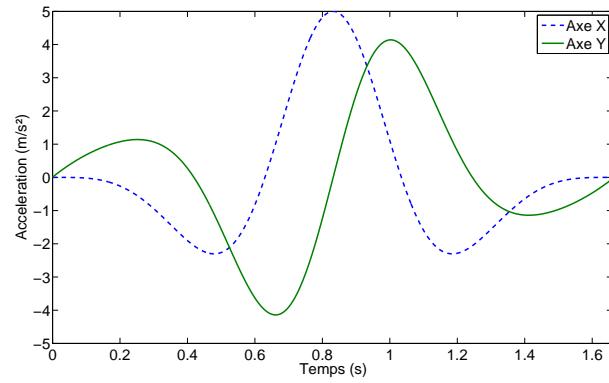
FIG. D.1 – Profils de position, vitesse et accélération Cartésiennes pour un triangle dans le plan XY parcouru à 5 m.s^{-2}



(a) Position



(b) Vitesse



(c) Accélération

FIG. D.2 – Profils de position, vitesse et accélération Cartésiennes pour un cercle dans le plan XY parcouru à 5 m.s^{-2}

Bibliographie

- [AH05] H. Abdellatif and B. Heiman. Adapted time-optimal trajectory planning for parallel manipulators with full dynamic modeling. In *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS'05)*, pages 411–416, Edmonton, Canada, Aout 2005.
- [AH06] H. Abdellatif and B. Helmann. Learning control for accuracy enhancement of parallel kinematic machines. In *The fifth Chemnitz Parallel Kinematics Seminar*, pages 443–456, Chemnitz, Allemagne, Avril 2006.
- [And99] N. Andreff. *Asservissement visuel à partir de droites et auto-étalonnage pince-caméra*. Thèse, Institut National Polytechnique de Grenoble, 1999.
- [And06] N. Andreff. *Des droites et des robots. Modélisation, identification et commande référencées vision des machines complexes*. Habilitation à diriger des recherches, Université Blaise Pascal, 2006.
- [AS05] G. Alici and B. Shirinzadeh. A systematic technique to estimate roboti positioning errors for kinematic calibration using laser interferometry based sensing. *Mechanism and Machine Theory*, 40 :879–906, 2005.
- [AST⁺07] L. Angel, J.M. Sebastian, A. Traslosheros, F. Roberti, and R. Carelli. Visual servoing of a parallel robot system. In *European Control Conference (ECC'07)*, pages 1463–1470, Kos, Grece, Juillet 2007.
- [BA00] L. Baron and J. Angeles. The direct kinematics of parallel manipulators under joint-sensor redundancy. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 16(1) :1–8, 2000.
- [BA08] S. Briot and V. Arakelian. On the dynamic properties and optimum control of parallel manipulators in the presence of singularity. In *IEEE International Conference on Robotics & Automation (ICRA '08)*, pages 1549–1555, Pasadena, USA, Mai 2008.
- [BAP98] L. Beji, A. Abichou, and M. Pascal. Tracking control of a parallel robot in the task space. In *International Conference on Robotics and Automation (ICRA '98)*, pages 2309–2314, Leuven, Belgique, Mai 1998.
- [BB06] K. Belda and J. Bohm. Predictive control of redundant parallel robots and trajectory planning. In *Chemnitz Parallel Kinematic Seminar*, pages 497–513, Chemnitz, Allemagne, Avril 2006.
- [Bej97] L. Beji. *Modélisation, identification et commande d'un robot parallèle*. Thèse, Université d'Evry Val d'Essone, 1997.

- [BG05] G. Barrette and C. Gosselin. Determination of the dynamic workspace of cable-driven planar parallel mechanisms. *ASME Journal of Mechanical Design*, 127(2) :242–248, 2005.
- [BHC00] E. Burdet, M. Honegger, and A. Codourey. Controllers with desired dynamics compensation and their implementation on a 6 dof parallel manipulator. In *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS'00)*, pages 1–7, Takamatsu, Japon, Octobre 2000.
- [BK99] S. Besnard and W. Khalil. Calibration of parallel robots using two inclinometers. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA'99)*, pages 1758–1763, Detroit, USA, Mai 1999.
- [BOF06] C. Brecher, T. Ostermann, and D.A. Friedich. Control concept for PKM considering the mechanical coupling between actuators. In *Chemnitz Parallel Kinematics Seminar*, pages 413–427, Chemnitz, Allemagne, Avril 2006.
- [Bru99] H. Bruyninckx. Dualities between serial and parallel 321 manipulators. In *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS'99)*, pages 1532–1537, Detroit, Michigan, Mai 1999.
- [Cap67] K.L. Cappel. Motion simulator. US Patent No. 3,295,224, Janvier 1967.
- [CDR06] H. Chanal, E. Duc, and P. Ray. A study of the impact of machine tool structure on machining processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46 :98–106, 2006.
- [CDRH06] H. Chanal, E. Duc, P. Ray, and J.Y Hascoët. A new approach for the geometrical calibration of parallel kinematics machines tools based on the machining of a dedicated part. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(7-8) :1151–1163, 2006.
- [Cla89] R. Clavel. Une nouvelle structure de manipulateurs parallèles pour la robotique légére. *APII*, pages 501–519, 1989.
- [CLGdM05] L. Cuvillon, E. Laroche, J. Gangloff, and M. de Mathelin. GPC versus H_∞ control for fast visual servoing of a medical manipulator including flexibilities. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA'05)*, pages 4044–4049, Avril, Barcelone, Espagne 2005.
- [Cor95] P.I Corke. Dynamic issues in robot visual-servo systems. In *International Symposium of Robotic Research (ISSR'95)*, pages 488–498, Herrsching, Allemagne, 1995.
- [Cor08] D. Corbel. *Contribution à l'amélioration de la précision des robots parallèles*. Thèse, Université de Montpellier II, Montpellier, 2008.
- [CP99] O. Company and F. Pierrot. A new 3t-1r parallel robot. In *International Conference on Advanced Robotics (ICAR'99)*, pages 557–562, Tokyo, Japon, Octobre 1999.
- [CPP06] M. Callegari, M.C. Palpacelli, and M. Principi. Dynamics modelling and control of the 3-RCC translational platform. *Mechatronics*, 16 :589–605, 2006.

- [CW98] D. Chablat and P. Wenger. Working modes and aspects in fully parallel manipulators. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA '98)*, pages 1964–1969, Leuven, Belgique, Mai 1998.
- [CW04] D. Chablat and P. Wenger. The kinematic analysis of a symmetrical three-degree-of-freedom planar parallel manipulator. In *CISM-IFTOMM Symposium on Robot Design, Dynamics and Control*, Montréal, Québec, Juin 2004.
- [DAAAM08] R. Dahmouche, O. Ait-Aider, N. Andreff, and Y. Mezouar. High-speed pose and velocity measurement from vision. In *IEEE International Conference on Robotics & Automation (ICRA '08)*, pages 107–112, Pasadena, USA, Mai 2008.
- [DACP06] D. Daney, N. Andreff, G. Chabert, and Y. Papegay. Interval method for calibration of parallel robots :vision-based experiments. *Mechanism and Machine Theory*, 46 :929–944, 2006.
- [Dal07] T. Dallej. *Contribution à un modèle générique pour l'asservissement visuel des robots parallèles par observation des éléments cinématiques*. Thèse, Université Blaise Pascal, 2007.
- [DAMM06] T. Dallej, N. Andreff, Y. Mezouar, and P. Martinet. 3D pose visual servoing relieves parallel robot control from joint sensing. In *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS'06)*, pages 4291–4296, Beijing, Chine, Octobre 2006.
- [Dan99] D. Daney. Self calibration of Gough platform using leg mobility constraints. In *World congress on the theory of machine and mechanisms (IFTOMM)*, pages 104–109, Oulu, Finlande, 1999.
- [DC99] B. Dasgupta and P. Choudhury. A general strategy based on the Newton-Euler approach for the dynamic formulation of parallel manipulators. *Mechanism and Machine Theory*, 34 :801–824, 1999.
- [DD95] D. Dementhon and L.S. Davis. Model-based object pose in 25 lines of code. *International Journal of Computer Vision*, 15(1/2) :123–141, 1995.
- [DDJ89] P. Dauchez, X. Delebarre, and R. Jourdan. Hybrid control of a two-arm robot handling firmly a single rigid object. In *2nd International Workshop on Sensorial Integration for Industrial Robots (SIFIR'89)*, pages 67–62, Zaragoza, Spain, Novembre 1989.
- [DH06] B. Denkena and C. Holz. Advanced position and force control concepts for the linear direct driven hexapod PaLiDA. In *Chemnitz Parallel Kinematics Seminar*, pages 359–378, Chemnitz, Allemagne, Avril 2006.
- [FW96] H.H. Fakhry and W.J. Wilson. A modified resolved acceleration controller for position-based visual servoing. *Mathematical Computer Modelling*, 24(5/6) :1–9, 1996.
- [Gan99] J. Gangloff. *Asservissements visuels rapides d'un robot manipulateur à six degrés de libertés, Suivi de cible et de profilé*. Thèse, Université Louis Pasteur, Strasbourg, 1999.

- [GGdM⁺04] R. Ginhoux, J. Gangloff, M.F. de Mathelin, L. Soler, M. Arenas Sanchez, and J. Marescaux. Beating heart tracking in robotic surgery using 500 Hz visual servoing, model predictive control and an adaptative observer. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA'04)*, pages 274–279, Avril, New Orleans, USA 2004.
- [GK92] M. Gautier and W. Khalil. Exciting trajectories for the identification of base inertial parameters of robots. *International Journal of Robotics Research*, Vol. 11(4) :362–375, 1992.
- [GKL03] S. Guegan, W. Khalil, and P. Lemoine. Identification of the dynamic parameters of the Orthoglide. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA'03)*, pages 3272–3277, Taipei, Taiwan, Septembre 2003.
- [Gog04] G. Gogu. Fully-isotropic T3R1-type parallel manipulators. In J. Lennarčič and B. Roth, editors, *On Advances In Robot Kinematics*, pages 265–272. Kluwer Academic Publishers, 2004.
- [Gog08] G. Gogu. *Structural Synthesis of Parallel Robots - Part1 : Methodology*. Springer, 2008.
- [Gou57] V.E. Gough. Contribution to discussion of papers on research in automobile stability, control and tire performance. In *Auto Division Instance of Mechanical Engineers*, pages 392–395, 1956-57.
- [GP01] M. Gautier and P. Poignet. Extended Kalman filtering and weighted least squares dynamic identification of robot. *Control Engineering Practice*, 9(12) :1361–1372, 2001.
- [Gue03] S. Guegan. *Contribution à la modélisation et l'identification dynamique des robots parallèles*. Thèse, Ecole Centrale de Nantes et Université de Nantes, 2003.
- [Gwi31] J.E. Gwinnett. Amusement devices. US Patent No. 1,789,680, Janvier 1931.
- [HBS00] M. Honegger, R. Brega, and G. Schweitzer. Application of a non-linear adaptative controller to a 6 DOF parallel manipulator. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA'00)*, pages 1930–1935, San Francisco, USA, Avril 2000.
- [HHC96] S. Hutchinson, G. Hager, and P. Corke. A tutorial on visual servo control. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 12(5) :651–670, 1996.
- [Hus94] M.L. Husty. An algorithm for solving the direct kinematics of the Gough-Stewart platforms. Technical Report TR-CIMS-94-7, McGill University, Montréal, Canada, 1994.
- [KBC⁺98] M.L. Koreichi, S. Babaci, F. Chaumette, G. Fried, and J. Pontnau. Visual servo control of a parallel manipulator for assembly tasks. In *6th International Symposium on Intelligent Robotic Systems (SIRS'98)*, pages 109–116, Edinburg, Ecosse, Juillet 1998.
- [KCK05] H.S. Kim, Y.M Cho, and Lee K.L. Robust nonlinear task space control for 6 DOF parallel manipulator. *Automatica*, 41 :1591–1600, 2005.

- [KCY⁺99] H. Kino, C.C. Cheah, S. Yabe, S. Kawamura, and S. Arimoto. A motion control scheme in task oriented coordinates and its robustness for parallel wire driven systems. In *International Conference on Advanced Robotics (ICAR'99)*, pages 545–550, Tokyo, Japon, Octobre 1999.
- [KD02] W. Khalil and E. Dombre. *Modeling, identification and control of robots*. Hermès Penton Science, London-Paris, 2002.
- [Kha87] O. Khatib. A unified approach for motion and force control of robot manipulators : The operational space formulation. *IEEE Journal of Robotics and Automation*, 3 :43–53, 1987.
- [KI04] W. Khalil and O. Ibrahim. General solution for the dynamic modeling of parallel robots. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA'04)*, pages 3665–3670, New Orleans, USA, Avril 2004.
- [KK86] W. Khalil and J.F. Kleinfinger. A new geometric notation for open and closed-loop robots. In *IEEE International Conference on Robotics & Automation (ICRA'86)*, pages 1174–1180, San-Fransisco, USA, Avril 1986.
- [Kru03] S. Krut. *Contribution à l'étude des robots parallèles légers, 3T-1R et 3T-2R, à forts débattements angulaires*. Thèse, Université Montpellier II, 2003.
- [KZK00] P. Kallio, Q. Zhou, and H.N. Koivo. Three-dimensional position control of a parallel micromanipulator using visual servoing. In *Microrobotics and Microassembly II, Proceedings of SPIE*, pages 103–111, Boston, USA, Novembre 2000.
- [Lam93] IMM Lammerts. *Adaptive computed reference computed torque control of flexible manipulators*. Thèse, Technical University Eindhoven, 1993.
- [LBM05] P. Lambrechts, M. Boerlage, and S. Maarten. Trajectory planning and feedforward design for electromechanical motion systems. *Control Engineering Practice*, 13 :145–157, 2005.
- [LHW⁺03] Y. Liu, A. Hoover, I. Walker, B. Judy, M. Jospeh, and C. Hermanson. A new generic model for vison based tracking in robotics systems. In *IEEE International Conference on Robotics & Automation (ICRA'03)*, pages 248–253, Taipei, Taiwan, Septembre 2003.
- [LSCH03] S.H. Lee, J.B. Song, W.C. Choi, and D. Hong. Position control of a Stewart platform using inverse dynamics control with approximate dynamics. *Mechatronics*, 13 :605–619, 2003.
- [LVD98] J.M. Lavest, M. Viala, and M. Dhome. Do we really need an accurate calibration pattern to achieve a reliable camera calibration ? In *ECCV '98 : Proceedings of the 5th European Conference on Computer Vision-Volume I*, pages 158–174, London, RU, 1998. Springer-Verlag.
- [LWL02] G.F. Liu, X.Z. Wu, and Z.X. Li. Inertia equivalent principle and adaptative control of redundant parallel manipulators. In *International Conference on Robotics and Automation (ICRA'02)*, pages 835–840, Washington, USA, Mai 2002.
- [LWP80a] J.Y.S Luh, M.W. Walker, and R.C.P Paul. On-line computational scheme for mechanical manipulators. *Transaction of ASME, J. of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 102(2) :69–76, 1980.

- [LWP80b] J.Y.S Luh, M.W. Walker, and R.C.P Paul. Resolved acceleration control of mechanical manipulators. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 25(3) :468–474, 1980.
- [Mar02] F. Marquet. *Contribution à l'étude de l'apport de la redondance en robotique parallèle*. Thèse, Université Montpellier II, 2002.
- [MCKP02] F. Marquet, O. Company, S. Krut, and F. Pierrot. Enhancing parallel robot with redundant sensors. In *International Conference on Robotics and Automation (ICRA'02)*, pages 4114–4119, Washington, USA, Mai 2002.
- [MDR89] J. T. Lapreste M. Dhome, M. Richetin and G. Rives. Determination of the attitude of 3-d objects from a single perspective view. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, 11(12) :1265–1278, 1989.
- [Mer90] J.P. Merlet. An algorithm for the forward kinematics of general 6 DOF parallel manipulator. Research report, rr 1331, INRIA, 1990.
- [Mer00] J.P. Merlet. *Parallel robots*. Kluwer Academic Publishers, 2000.
- [Mer02] J.P. Merlet. Still a long way to go on the road for parallel mechanisms. In *ASME 27th Biennial Mechanisms and Robotics Conference*, Montreal, Quebec, Octobre 2002.
- [Mer04] J.P. Merlet. Solving the forward kinematics of Gough-type parallel manipulator with interval analysis. *The International Journal of Robotics Research*, 23 :221–235, 2004.
- [MGM98] J.P. Merlet, C. Gosselin, and N. Mouly. Workspaces of planar parallel manipulators. *Mechanism and Machine Theory*, 33(1-2) :7–20, 1998.
- [MKCP01] F. Marquet, S. Krut, O. Company, and F. Pierrot. Archi : A redundant parallel mechanism- modeling, control and first results. In *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS'01)*, pages 183–188, Maui, Hawaii, USA, Novembre 2001.
- [NBHW00] W.S. Newman, C.E. Birkhimer, R.J. Horning, and A.T. Wilkey. Calibration of a Motoman P8 robot based on laser tracking. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA'00)*, pages 3597–3602, San Francisco, USA, Avril 2000.
- [NdIORC⁺05] V. Nabat, M. de la O Rodriguez, O. Company, S. Krut, and F. Pierrot. Par4 : Very high speed parallel robot for pick-and-place. In *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS'05)*, pages 1202–1207, Edmonton, Canada, Août 2005.
- [Neu02] K.E. Neumann. Tricept applications. In *3rd Chemnitz Parallel Kinematic Seminar*, pages 547–551, Chemnitz, Allemagne, Avril 2002.
- [NHI03] A. Namiki, K. Hashimoto, and M. Ishikawa. A hierarchical control architecture for high-speed visual servoing. *International Journal of Robotic Research*, 22(10-11) :873–888, 2003.
- [NI98] Y. Nakabo and M. Ishikawa. Visual impedance using 1ms visual feedback system. In *IEEE International Conference on Robotics & Automation (ICRA '98)*, pages 2333–2338, Leuven, Belgique, Mai 1998.

- [OMA04] S.R. Oh, K. Mankala, and S.K. Agrawal. Dynamic modeling and robust controller design of a two-stage parallel cable robot. In *International Conference on Robotics and Automation (ICRA'04)*, pages 3678–3683, New Orleans, USA, Avril 2004.
- [OP01] M.M. Olsen and H.G. Peterson. A new method for estimating parameters of a dynamic robot model. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 17(1) :95–100, 2001.
- [OW07] K.T. Oen and L.C.T Wang. Optimal dynamic trajectory next term planning for linearly actuated platform type parallel manipulators having task space redundant degree of freedom. *Mechanism and Machine Theory*, 42(2) :727–750, 2007.
- [PAM07a] F. Paccot, N. Andreff, and P. Martinet. Enhancing tracking performances of parallel kinematic machines. In *12th IFToMM World Congress*, Besancon, France, Juin 2007.
- [PAM07b] F. Paccot, N. Andreff, and P. Martinet. Revisiting the major dynamic control strategies of parallel robots. In *European Control Conference (ECC)*, pages 4377–4384, Kos, Grece, Juillet 2007.
- [PAM07c] F. Paccot, N. Andreff, and P. Martinet. Some issues on dynamic control of parallel kinematic machines. In *International Conference on Advanced Robotics (ICAR'07)*, Aout 2007.
- [Pau81] R.C.P Paul. Robot manipulators : mathematics, programming and control. *MIT Press*, 1981.
- [PCW06] A. Pashkevich, D. Chablat, and P. Wenger. Kinematics and workspace analysis of a three-axis parallel manipulator : the orthoglide. *Robotica*, 24 :39–49, 2006.
- [PGP02] M.T. Pham, M. Gautier, and P. Poignet. Accelerometer based identification of mechanical systems. In *International Conference on Robotics and Automation (ICRA'02)*, pages 4293–4298, Washington, USA, Mai 2002.
- [PK98] F.C. Park and J.W. Kim. Manipulability and singularity analysis of multiple robot systems : A geometric approach. In *International Conference on Robotics and Automation (ICRA'98)*, pages 1032–1036, Leuven, Belgique, Mai 1998.
- [PLA⁺08] F. Paccot, P. Lemoine, N. Andreff, D. Chalbalt, and P. Martinet. A vision-based computed torque control for parallel kinematic machines. In *IEEE International Conference on Robotics & Automation (ICRA '08)*, pages 1556–1561, Pasadena, USA, Mai 2008.
- [Pol40] W.L.G. Pollard. Spray painting machine, Aout 1940.
- [Pol42] W.L.V. Pollard. Position controlling apparatus, Juin 1942.
- [Pri02] G. Pritschow. Influence of the Dynamic Stiffness on the Accuracy of PKM. In *Chemnitz Parallel Kinematic Seminar*, pages 313–333, Chemnitz, Allemagne, Avril 2002.
- [PUDF90] F. Pierrot, M. Uchiyama, P. Dauchez, and A. Fournier. A new design of a 6-DOF parallel robot. *Journal of Robotics and Mechatronics*, 2(4) :308–315, 1990.

- [QMF06] Z. Qi, J.E. McInroy, and J. Farhad. Trajectory tracking with parallel robots using low chattering, fuzzy sliding mode controller. *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, 48 :333–356, 2006.
- [RAF⁺06] R. Rizk, N. Andreff, J.C Fauroux, J.M. Lavest, and G. Gogu. Precision study of a decoupled four degrees of freedom parallel robot including manufacturing and assembling errors. In *International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering (IDMME)*, Grenoble, France, Mai 2006.
- [RALD06] P. Renaud, N. Andreff, J.-M. Lavest, and M. Dhome. Simplifying the kinematic calibration of parallel mechanisms using vision-based metrology. *IEEE Transactions on Robotics*, 22 :12–22, 2006.
- [Ren03] P. Renaud. *Apport de la vision pour l'identification géométrique de mécanismes parallèles*. Thèse, Université Blaise Pascal Clermont-Ferrand II, 2003.
- [Riz06] R. Rizk. *Etude de la précision et de la rigidité des machines parallèles*. Thèse, Université Blaise Pascal, LaMI-IFMA, Clermont-Ferrand, 2006.
- [RVA⁺06] P. Renaud, A. Vivas, N. Andreff, P. Poignet, P. Martinet, F. Pierrot, and O. Company. Kinematic and dynamic identification of parallel mechanisms. *Control Engineering Practice*, 14 :1099–1109, 2006.
- [SGT⁺97] J. Swevers, C. Ganseman, B. Tuckel, J. De Schutter, and Van Brussel H. Optimal robot excitation and identification. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 13(5) :730–740, 1997.
- [ST05] H. Sadjadian and H.D. Taghirad. Comparison of different methods for computing the forward kinematics of a redundant parallel manipulator. *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, 44(3) :225–246, 2005.
- [Ste65] D. Stewart. A platform with 6 degrees of freedom. *Instance of Mechanical Engineers*, 180-1 :371–386, 1965.
- [SYZL05] Z. Song, J. Yi, D. Zhao, and X. Li. A computed torque controller for uncertain robotic manipulator systems : Fuzzy approach. *Fuzzy Sets and Systems*, 154(2) :208–226, 2005.
- [TCW02] U.A. Tol, J.P. Clerc, and G.J. Wiens. Micro/macro approach for dexterity enhancement of PKM's. In *Workshop on Fundamentals Issues and Future Research Directions for Parallel Mechanisms and Manipulators*, pages 34–39, Quebec-City, Quebec, Canada, Octobre 2002.
- [TDH04] M. Terrier, A. Dugas, and J.Y Hascoët. Qualification of Parallel Kinematics Machines in High Speed Milling on Free Form. *International Journal of Machine tool and Manufacture*, 44 :865–877, 2004.
- [TKP02] S. Tzafestas, M. Kotsis, and T. Pimenides. Observed-based optimal control of flexible stewart parallel robots. *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, 34 :489–503, 2002.
- [Tsa00] L.W. Tsai. Solving the inverse dynamics of a Stewart-Gough manipulator by the principle of virtual work. *ASME Journal of Mechanical Design*, 122 :3–9, 2000.

- [TSFA02] P. L. Teoh, B. Shirinzadeh, C. W. Foong, and G. Alici. The measurement uncertainties in laser interferometry-based sensing and tracking technique. *International Journal of Measurement*, 32(2) :135–150, 2002.
- [TSI97] H.K. Tonshoff, C. Soehner, and G. Isensee. Vision-guided tripod material transport system for the packaging industry. *Robotics & Computer-Aided Manufacturing*, 13(1) :1–7, 1997.
- [TZR99] J. Tlusty, J. Ziegert, and S. Ridgeway. Fundamental comparison of the use of serial and parallel kinematics for machine tools. *Annals of the CIRP*, 48(1) :351–356, 1999.
- [Viv04] A. Vivas. *Contribution à l'identification et à la commande des robots parallèles*. Thèse, Université Montpellier II, 2004.
- [VPM⁺03] A. Vivas, P. Poignet, F. Marquet, F. Pierrot, and M. Gautier. Experimental dynamic identification of a fully parallel robot. *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA'03)*, pages 3278–3283, Septembre 2003.
- [VPP03] A. Vivas, P. Poignet, and F. Pierrot. Predictive functionnal control for a parallel robot. *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS'03)*, pages 2785–2790, Octobre 2003.
- [WC00] P. Wenger and D. Chablat. Kinematic analysis of a new parallel machine tool : the Orthoglide. *Advances in Robot Kinematic*, pages 305–314, 2000.
- [WH91] K.J. Waldron and K.H. Hunt. Series-parallel dualities in actively coordinated mechanisms. *International Journal of Robotics Research*, 10(2) :473–480, 1991.
- [WM93] J. Wang and O. Masory. On the accuracy of a Stewart platform - part I : the effect of manufacturing tolerances. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA'93)*, pages 114–120, Atlanta, USA, Mai 1993.
- [WSN87] L.E. Weiss, A.C. Sanderson, and C.P. Neuman. Dynamic sensor-based control of robots with visual feedback. *IEEE Journal of Robotics and Automation*, RA-3(5) :404–417, 1987.
- [YH06] Z.Y. Yang and T. Huang. Parameter identification and tuning of the servo system of a 3-hss parallel kinematic machine. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 31(5-6) :621–628, 2006.
- [YHC06] Z.Y. Yang, T. Huang, and J.E. Cooper. Variable structure control of high-speed parallel manipulator considering the mechatronic coupling model. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 34(9-10) :1037–1051, 2006.
- [YOKN98] K. Yamane, M. Okada, N. Komine, and Y. Nakamura. Parallel dynamics computation and H_∞ acceleration control of parallel manipulators for acceleration display. In *International Conference on Robotics and Automation (ICRA'98)*, pages 2301–2308, Leuven, Belgique, Mai 1998.
- [ZH04] Y. Zhiyong and T. Huang. A new method for tuning PID parameters of a 3-DOF reconfigurable parallel kinematic machine. In *IEEE Internatio-*

- nal Conference on Robotics and Automation (ICRA '04)*, pages 2249–2254, New Orleans, USA, Avril 2004.
- [ZWC07] M. Zein, P. Wenger, and D. Chablat. Singular curves in the joint space and cusp points of 3-rpr parallel manipulators. *Robotica*, 25(6) :717–724, 2007.
- [ZX04] B. Zhou and Y. Xu. Robust control of a 3-DOF hybrid robot manipulator. *International Journal on Advanced Manufacturing Technology*, 33(5-6) :604–613, 2004.
- [ZYM98] H. Zhuang, J. Yan, and O. Masory. Calibration of stewart platforms and other parallel manipulators by minimizing inverse kinematic residuals. *Journal of Robotic Systems*, 15(7) :395–405, 1998.