



HAL
open science

Modélisation et contrôle d'actionneurs pour la robotique humanoïde

Florent Forget

► **To cite this version:**

Florent Forget. Modélisation et contrôle d'actionneurs pour la robotique humanoïde. Automatique / Robotique. Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2018. Français. NNT : 2018TOU30342 . tel-02128260v2

HAL Id: tel-02128260

<https://theses.hal.science/tel-02128260v2>

Submitted on 14 Feb 2020

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

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



THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ FÉDÉRALE TOULOUSE MIDI-PYRÉNÉES

Délivré par :

l'Université Toulouse 3 Paul Sabatier (UT3 Paul Sabatier)

Présentée et soutenue le *21/11/2018* par :

FLORENT FORGET

**MODÉLISATION ET CONTRÔLE D'ACTIONNEURS POUR LA
ROBOTIQUE HUMANOÏDE**

JURY

SAMER ALFAYAD	Maître de Conférence	Rapporteur
CHRISTINE CHEVALLEREAU	Directeur de Recherche	Rapporteur
STÉPHANE CARON	Chargé de Recherche	Examineur
PATRICK DANÈS	Professeur des Universités	Examineur
OLIVIER STASSE	Directeur de Recherche	Directeur de Thèse
NICOLAS MANSARD	Directeur de Recherche	Directeur de Thèse

École doctorale et spécialité :

EDSYS : Robotique 4200046

Unité de Recherche :

Laboratoire d'analyse et d'architecture des systèmes

Directeur(s) de Thèse :

Nicolas MANSARD et Olivier STASSE

Rapporteurs :

Samer ALFAYAD et Christine CHEVALLEREAU

Remerciements

En premier lieu je souhaiterais remercier mes encadrants, Nicolas Mansard et Olivier Stasse, pour avoir su me guider tout en me laissant l'autonomie nécessaire à l'appropriation de mes travaux de thèse. C'est avant tout leur passion pour la robotique, leur pédagogie et la complémentarité de leurs approches qui a permis de mener à bien les travaux présentés dans ce manuscrit.

Je souhaiterais également remercier les membres de mon jury de thèse, Samer Alfayad et Christine Chevallereau d'avoir accepté d'être rapporteurs de ce manuscrit, Patrick Danès et Stéphane Caron pour avoir examiné mon travail lors de la soutenance. J'ai beaucoup apprécié les échanges qui ont découlé de la soutenance.

Je voudrais aussi remercier l'ensemble des membres de l'équipe GEPETTO avec qui j'ai eu beaucoup de plaisir à travailler.

Finalement j'aimerais exprimer toute ma gratitude envers mes proches, famille et amis qui m'ont toujours apporté leur soutien dans mes travaux comme dans le reste.

Table des matières

1	État de l’art et positionnement de la thèse	1
1.1	Introduction générale	2
1.2	Le problème de l’actionnement en robotique humanoïde	3
1.2.1	Introduction	3
1.2.2	Typologie des actionneurs en robotique humanoïde	3
1.2.2.1	Actionnement classique de robots humanoïdes	3
1.2.2.2	Actionnement pneumatique	5
1.2.2.3	Actionnement hydraulique	6
1.2.2.4	Actionnement électrique à câble	8
1.2.3	Contrôle de robots humanoïdes	9
1.2.3.1	Résolution du problème de locomotion	9
1.2.3.2	Contrôle local	10
1.2.4	Prise en compte de la température dans le contrôle	11
1.2.5	Contrôle en couple articulaire	12
1.3	Contributions	12
1.3.1	Actionneurs pour la robotique humanoïde	13
1.3.2	Architecture de contrôle générique locale pour l’actionnement de robots humanoïdes	13
1.3.3	Prise en compte de la température dans le contrôle d’action- neurs pour la robotique humanoïde	13
1.3.4	Contrôle en couple articulaire sur le robot humanoïde Talos	13
1.4	Publications	13
2	Formulations mathématiques pour le contrôle de robots huma- noïdes	17
2.1	Introduction	18
2.2	Modèles mathématiques	18
2.2.1	Variables	18
2.2.2	Modèle corps complet rigide	19
2.2.3	Modèle corps complet flexible	19
2.2.4	Algorithmes	20
2.3	Commande des robots humanoïdes	20
2.3.1	Tâches	20
2.4	Contrôle articulaire	22

3	Actionnement pour la robotique humanoïde	27
3.1	Introduction	28
3.2	État de l'art - Actionnement des robots humanoïdes	29
3.2.1	Actionnement pneumatique	32
3.2.2	Actionnement électrique flexible	36
3.2.2.1	Actionneurs à câble	36
3.2.2.2	Modélisation des actionneurs à élasticité en série	37
3.3	Muscle artificiel de McKibben	37
3.3.1	Modélisation	37
3.3.1.1	Muscle artificiel	38
3.3.1.2	Système de génération de pression	39
3.3.1.3	Architecture agoniste-antagoniste	40
3.3.1.4	Bras manipulateur 7 degrés de liberté	42
3.4	Actionneur à câble	43
3.4.1	Description mécanique du système	44
3.4.2	Modélisation de l'actionneur	46
3.4.2.1	Notations	47
3.4.2.2	Formalisme de Lagrange	47
3.4.2.3	Formalisme d'état	49
3.4.2.4	Schéma bloc	49
3.5	Conclusion - Discussion	50
4	Contrôle local d'actionneurs pour la robotique humanoïde	53
4.1	Introduction	54
4.2	État de l'art	55
4.2.1	Contrôle des muscles artificiels pneumatiques	55
4.2.2	Contrôle des actionneurs flexibles	56
4.3	Programmation Dynamique Différentielle	57
4.4	Contrôle d'un actionneur pneumatique	62
4.4.1	Architecture de contrôle	62
4.4.2	Expériences	63
4.4.2.1	Réponse indicielle	64
4.4.2.2	Suivi de trajectoires	64
4.4.2.3	Contrôle en position de l'effecteur terminal	67
4.4.2.4	Mouvements explosifs	69
4.4.3	Conclusion	72
4.5	Contrôle d'un actionneur à câble	74
4.5.1	Architecture de contrôle	76

4.5.2	Estimation des paramètres du modèle	79
4.5.3	Difficultés	80
4.5.3.1	Logiciel	80
4.5.3.2	Capteurs	81
4.5.3.3	Mécanique	82
4.5.4	Expériences	83
4.5.4.1	Estimation du couple articulaire à partir des me- sures de position	83
4.5.4.2	Contrôle en position	85
4.5.4.3	Suivi de trajectoires en position	85
4.5.4.4	Contrôle en couple articulaire	87
4.5.5	Conclusion	87
4.6	Conclusion - Discussion	90
5	Prise en compte de la température de l'actionnement lors du contrôle des robots humanoïdes	93
5.1	Introduction	94
5.1.1	Plages de fonctionnement d'un moteur électrique	94
5.1.2	État de l'art - Modélisation et contrôle thermique d'action- neurs pour la robotique humanoïde	96
5.2	Modèle thermique	97
5.3	Estimation des paramètres du modèle	99
5.4	Contrôle articulaire avec prise en compte de la température	101
5.5	Perspectives - Contrôle corps complet avec prise en compte de la température	101
6	Contrôle en couple du robot humanoïde Talos	105
6.1	Introduction	106
6.2	État de l'art - Contrôle en force de robots humanoïdes	107
6.2.1	Contrôle en admittance	107
6.2.2	Contrôle en force	108
6.3	Présentation de l'architecture de contrôle	108
6.3.1	Filters - filtrage	109
6.3.2	Base estimator - estimation de la base	110
6.3.3	Inverse dynamics balance controller - contrôleur d'équilibre par dynamique inverse	110
6.3.4	Position controller - contrôleur en position	111
6.3.5	Torque controller - contrôleur en couple articulaire	112
6.3.6	Control manager - Gestionnaire de contrôle	112

6.3.7	Device - Composant	112
6.3.8	Joint trajectory generator - Générateur de trajectoires articulaires	113
6.3.9	COM trajectory generator - Générateur de trajectoire du centre de masse	113
6.3.10	Left/Right foot force trajectory generator - Générateur de trajectoire en force pour les pieds	113
6.3.11	Left/Right foot SE3 trajectory generator - Générateur de trajectoires en position/orientation pour les pieds	113
6.4	Problème résolu	113
6.5	Experiences	114
6.5.1	Compensation de gravité	114
6.5.2	Déplacement du centre de masse	115
6.6	Bilan d'avancement sur le robot Talos	115
6.7	Conclusion - Perspectives	116
7	Conclusion générale	119
7.1	Conclusion	119
7.2	Perspectives	120
7.3	Publications	121
	Bibliographie	123

Table des figures

1.1	Robot humanoïde Pepper développé par la société SoftBank Robotics. Son rôle principal est l'accueil de personne (robot d'interaction).	3
1.2	Schéma de fonctionnement d'un réducteur à onde de déformation (harmonic drive) et photo du système réel	4
1.3	Robots humanoïdes exploitant un système d'actionnement électrique et des réducteurs à ondes de déformation. Gauche : TORO conçu par le DLR, Centre : HRP2 développé par Kawada Robotics, Droite : Talos conçu par Pal-Robotics	5
1.4	Robot humanoïde ATLAS, conçu par la société Boston Dynamics . .	7
1.5	Robot humanoïde ATLAS (développé par la société Boston Dynamics) effectuant un mouvement dynamique (salto)	8
1.6	Schéma simplifié de l'architecture de contrôle d'un robot humanoïde	11
2.1	Schéma de contrôle articulaire par retour d'état	22
2.2	Schéma de contrôle articulaire par commande directe et retour d'état	23
2.3	Schéma de contrôle articulaire incluant un observateur de perturbations	23
2.4	Architecture de contrôle articulaire incluant une commande par retour d'état, un observateur de perturbation et un terme de commande prédictive	24
3.1	Robot quadrupède MIT-Cheetah mis en mouvement par un système d'actionnement à haute densité de couple	29
3.2	Schéma d'un système de réduction cycloïde accompagné d'une implémentation réelle de ce type de système	30
3.3	Robot humanoïde ATLAS (développé par la société Boston Dynamics) effectuant une action très dynamique (salto)	30
3.4	Robot humanoïde Roméo, créé par la société Softbank Robotics . . .	31
3.5	Robot humanoïde Coman, développé par l'Institut Italien des Technologies [Tsagarakis 2011]	32
3.6	Robot bipède Mowgli, conçu par l'université de Tokyo. Ce robot actionné pneumatiquement est capable d'effectuer des mouvements dynamiques tels que des sauts.	34
3.7	Bras manipulateur BionicCobot pneumatique à 7 degrés de liberté, conçu par l'entreprise Festo.	34

3.8	Main artificielle “Shadow Hand” développée par Shadow Robot Company LTD.	35
3.9	Muscle artificiel pneumatique de McKibben	35
3.10	Muscle artificiel de McKibben (PPAM 3.0) conçu par la Vrije Universiteit Brussel. On observe le muscle artificiel à différents niveaux de gonflage, on peut alors apprécier le changement de forme lié au gonflage de l’actionneur.	38
3.11	Schéma d’un muscle artificiel de McKibben. Les paramètres géométriques du système sont détaillés avec : l_0 la longueur à vide, r_0 le rayon du muscle et α_0 l’angle de tressage de la membrane	38
3.12	Montage agoniste-antagoniste de muscles artificiels de McKibben. R représente le rayon de la poulie. ε_0 , ε_1 et ε_2 sont les rapports de contraction respectivement nominaux, du muscle 1 et du muscle 2. τ est le couple, F_1 et F_2 les forces exercées par les muscles. q représente la position articulaire et enfin P_1 et P_2 les pressions dans chacun des muscles, avec P_0 la pression nominale pour laquelle $q = q_0$	41
3.13	Actionneur à câble du robot humanoïde Roméo, instrumenté sur un banc de test fourni par Softbank Robotics	44
3.14	Schéma descriptif des éléments constitutifs de l’actionneur et de leur montage	45
3.15	Schéma descriptif des éléments constitutifs de l’actionneur et de leur montage	47
3.16	Schéma détaillant le caractère variable de la raideur du système en fonction du signe du couple	48
3.17	Schéma bloc décrivant l’actionneur à câble	49
4.1	Architecture de contrôle générique DDP-compliance	61
4.2	Fonction coût choisie pour tenir compte des limites articulaires du bras manipulateur	63
4.3	Architecture de contrôle du bras manipulateur pneumatique basée sur notre architecture générique MPC-DDP	64
4.4	Bras manipulateur pneumatique avec désignations des 2 articulations utilisées lors des diverses expériences	65
4.5	Réponse du système réel (vert) et du modèle (rouge) à un échelon de pression de 2 bars, pour l’articulation du coude	65
4.6	Suivi de trajectoire avec une référence en trapèze de position. Rouge : Référence, Bleu : Position réelle. Le deuxième relevé représente la pression envoyée au muscle artificiel pour réaliser le mouvement . . .	66

4.7	Suivi de trajectoire avec une référence en sinus de position. Rouge : Référence, Bleu : Position réelle. Le deuxième relevé représente la pression envoyée au muscle artificiel pour réaliser le mouvement . . .	67
4.8	Trajectoires articulaires de l'épaule et du coude pour une tâche de positionnement de l'effecteur terminal. On peut y lire les positions articulaires ainsi que les raideurs de chacune des articulations. L'expérience a été réalisée en faisant varier la masse portée par le robot (0.1kg et 1kg).	69
4.9	Maximisation de la vitesse de l'effecteur final en fin de trajectoire. Le relevé supérieur montre la position des 2 articulations considérées, tandis que le relevé inférieur montre les pressions de commande . . .	71
4.10	Maximisation de la vitesse de l'effecteur final en fin de trajectoire. haut : Vitesse de l'effecteur final, bas : Raideur. cas 1 : $P_1 + P_2 = constante$, cas 2 : P_1 et P_2 sont indépendants	71
4.11	Mouvement de maximisation de la vitesse de l'effecteur final en fin de trajectoire.	72
4.12	Mouvement de lancée d'une balle grâce au bras manipulateur pneumatique avec 2 articulations contrôlées (épaule et coude). Cas 1 : $P_1 + P_2 = constante$ Cas 2 : P_1 et P_2 sont indépendants	73
4.13	Mouvements explosifs réalisés sur le bras manipulateur pneumatique. En haut : mouvement de lancé de balle, en bas : mouvement de frappé de balle	73
4.14	Actionneur à câble monté sur son banc de test	75
4.15	Architecture de contrôle développée pour l'actionneur à câble	77
4.16	Architecture matérielle de contrôle du robot humanoïde Roméo avec les fréquences de travail des différents composants	78
4.17	Architecture de contrôle d'un actionneur du robot humanoïde Roméo à partir du schéma de contrôle MPC-DDP. Les flèches discontinues représentent les informations transitant à travers un liaison RS485	78
4.18	Réponse du système et du modèle à une même commande après estimation des paramètres du modèle	80
4.19	Actionneur à câble monté sur son banc de test	83
4.20	Estimation du couple articulaire dans le cas statique (à différentes positions articulaires). Gauche : Estimation par mesure des positions angulaires moteur et articulaire (mesure de la déflexion du ressort de torsion équivalent). Droite : Estimation par mesure du courant moteur.	84

4.21	Commande en échelon de position de l'actionneur à câble simulé. noir : simulation complète sur modèle idéal, bleu : simulation avec uniquement le terme de feedforward sur modèle biaisé, vert : simulation avec uniquement le terme de feedback sur modèle biaisé, rouge : simulation complète sur modèle biaisé	85
4.22	Commande en échelon de position sur le système réel. noir : Consigne de position, rouge : position du système réel asservi par l'architecture complète, vert position du système réel asservi uniquement grâce au terme de feedforward. Le graphique inférieur représente le courant de consigne appliqué au moteur pour obtenir cette trajectoire, on peut y observer la limitation de la commande réalisée par le solveur DDP	86
4.23	Suivi de trajectoire en position articulaire sur l'actionneur à câble monté dans son banc de test. noir : position articulaire de référence. rouge : position articulaire réelle. La figure inférieure représente le courant de consigne demandé par le solveur au système pour réaliser la trajectoire	88
4.24	Erreur en position articulaire lors du suivi de trajectoire sur l'actionneur à câble monté dans son banc de test. rouge : Erreur entre la position de référence et la position du système réel. vert : Erreur entre la position de référence et la position du système simulé	89
5.1	Exemple de plage de fonctionnement possible d'un moteur électrique (moteur à courant continu Maxon 150W)	95
5.2	Schéma électrique équivalent de modélisation du comportement thermique d'un moteur électrique	98
5.3	Procédure expérimentale de génération d'un couple élevé sur l'articulation du coude du robot Talos afin de faire évoluer la température de l'actionneur.	100
5.4	Comparaison de l'évolution de la température du système réel et simulé pour une même entrée de commande en courant	100
5.5	Simulation de l'évolution de la température au sein d'un moteur électrique en utilisant 2 approches de contrôle différentes. L'une consiste à limiter le courant dans ces bornes admissibles et l'autre à le laisser évoluer librement.	102
6.1	Architecture de contrôle en couple de robots humanoïdes SOT-Torque-Control	109

6.2	Expérience de compensation de gravité sur le robot humanoïde HRP2 contrôlé en couple	115
6.3	Expérience de déplacement du centre de masse du robot humanoïde HRP2 contrôlé en couple	116

État de l'art et positionnement de la thèse

Sommaire

1.1	Introduction générale	2
1.2	Le problème de l'actionnement en robotique humanoïde . .	3
1.2.1	Introduction	3
1.2.2	Typologie des actionneurs en robotique humanoïde	3
1.2.2.1	Actionnement classique de robots humanoïdes	3
1.2.2.2	Actionnement pneumatique	5
1.2.2.3	Actionnement hydraulique	6
1.2.2.4	Actionnement électrique à câble	8
1.2.3	Contrôle de robots humanoïdes	9
1.2.3.1	Résolution du problème de locomotion	9
1.2.3.2	Contrôle local	10
1.2.4	Prise en compte de la température dans le contrôle	11
1.2.5	Contrôle en couple articulaire	12
1.3	Contributions	12
1.3.1	Actionneurs pour la robotique humanoïde	13
1.3.2	Architecture de contrôle générique locale pour l'actionnement de robots humanoïdes	13
1.3.3	Prise en compte de la température dans le contrôle d'action- neurs pour la robotique humanoïde	13
1.3.4	Contrôle en couple articulaire sur le robot humanoïde Talos . .	13
1.4	Publications	13

1.1 Introduction générale

Les robots assistent l'homme dans un nombre grandissant de tâches et leur forme varie en fonction du contexte. On trouve par exemple des bras manipulateurs dans l'industrie, des assistants culinaires à domicile ou encore des robots humanoïdes qui font office d'opérateurs d'accueil (voir Fig. 1.1). Ces derniers nous intéressent tout particulièrement vue leur capacité à évoluer naturellement dans un environnement ayant été façonné pour l'homme et de par leurs nombreux degrés de liberté permettant l'exécution simultanée de plusieurs tâches. Les robots humanoïdes sont cependant complexes à concevoir et à contrôler. En effet, leur système d'actionnement se doit d'être suffisamment puissant pour générer des mouvements dynamiques. De plus, la locomotion de systèmes anthropomorphes est génératrice de nombreux impacts que la structure du robot ou son système d'actionnement doivent pouvoir amortir. La navigation dans des milieux non connus ou accidentés requiert des types de contrôle très robustes, des fréquences de commande élevées ainsi que la présence de nombreux capteurs. Toutes ces raisons font de la conception et du contrôle des robots humanoïdes un vrai défi. De plus, les actionneurs, leur contrôleur local et le contrôleur corps complet doivent être adaptés les uns aux autres : une faiblesse sur un de ces composants suffit à réduire les performances du système dans sa globalité. De nombreux types d'actionneurs existent déjà et sont adaptés aux cas d'utilisation du robot considéré. Le choix du système utilisé représente toujours un compromis entre plusieurs paramètres (coût, compacité, puissance, compliance, transparence ...) que nous nous efforcerons d'étudier. Nous nous intéresserons en effet à travers cette thèse aux systèmes d'actionnement appropriés aux besoins de la robotique humanoïde, au contrôle d'actionneurs permettant d'exploiter leur plein potentiel ainsi qu'à la génération de mouvements corps complet à la fois précis et compliants pour des robots humanoïdes.

En particulier, nous étudierons des actionneurs permettant des interactions douces avec l'environnement, mais assez puissants pour générer des mouvements dynamiques et précis. Nous explorerons également le contrôle local de ces actionneurs, avec l'objectif de développer une architecture générique et paramétrable qui devra faire l'interface entre le système mécatronique considéré et le contrôleur corps complet utilisé.



FIGURE 1.1 – Robot humanoïde Pepper développé par la société SoftBank Robotics. Son rôle principal est l'accueil de personne (robot d'interaction).

1.2 Le problème de l'actionnement en robotique humanoïde

1.2.1 Introduction

Les besoins de la robotique humanoïde étant divers, nous avons axé notre étude sur une caractéristique principale : la compliance. C'est à dire la capacité d'un système à s'adapter à son environnement en adoptant un comportement souple. Cette dernière est particulièrement désirée car elle permet des contacts plus doux avec l'environnement et offre des capacités d'estimation des forces de contact intéressantes. Elle est particulièrement utile dans le cadre des robots d'interaction. Nous nous sommes intéressés en particulier à deux types de systèmes d'actionnement présentant des propriétés différentes, mais ayant en commun cette compliance inhérente à leur construction mécanique. Nous nous intéresserons également à contrôler efficacement ces actionneurs pour exploiter au mieux leurs capacités. Pour cela nous prêterons une attention particulière à utiliser des architectures de contrôle les plus génériques possibles.

1.2.2 Typologie des actionneurs en robotique humanoïde

1.2.2.1 Actionnement classique de robots humanoïdes

Dans leur construction la plus classique, les robots humanoïdes s'articulent autour d'un squelette rigide actionné électriquement pour la facilité d'implémentation que représente cette technologie. Les robots nécessitant des couples articulaires élevés, mais des vitesses de rotation faibles par rapport à ce que peuvent fournir les



FIGURE 1.2 – Schéma de fonctionnement d'un réducteur à onde de déformation (harmonic drive) et photo du système réel

moteurs électriques, un étage de réduction est nécessaire. Le plus souvent, ce sont des réducteurs à onde de déformation (harmonic drive, Fig. 1.2) qui sont utilisés pour leur compacité et leur rapport de réduction élevé. Les robots humanoïdes TORO [Englsberger 2014], Talos [Stasse 2017], et HRP2 [Hirukawa 2004] sont des exemples de robots exploitant ces technologies et dont les capacités motrices sont intéressantes. Ces 3 robots sont visibles en Fig. 1.3.

Toutefois, cette structure standard de robots humanoïdes souffre de quelques défauts qui sont majoritairement dus à l'utilisation de réducteurs à ondes de déformation :

- Ils possèdent des frottements internes non linéaires qu'il est complexe d'identifier
- Ils sont peu réversibles, ce qui rend l'estimation des efforts externes à partir de la mesure du courant moteur difficile, une partie de ces efforts étant perdue dans la transmission. Une bonne estimation des couples articulaires nécessite alors l'ajout d'un capteur supplémentaire
- Ils sont sensibles aux impacts et couples trop élevés. Étant donné que la locomotion des systèmes anthropomorphes génère de nombreux impacts, l'utilisation de flexibilités structurelles ou articulaires est recommandée pour garantir l'intégrité des réducteurs.

Dans le cadre de cette thèse, nous avons donc souhaité concentrer notre étude sur les systèmes compliantes. Nous envisageons deux types d'actionneurs : l'un pneumatique, l'autre électrique et flexible.



FIGURE 1.3 – Robots humanoïdes exploitant un système d'actionnement électrique et des réducteurs à ondes de déformation. Gauche : TORO conçu par le DLR, Centre : HRP2 développé par Kawada Robotics, Droite : Talos conçu par Pal-Robotics

1.2.2.2 Actionnement pneumatique

L'actionneur pneumatique considéré se base sur des muscles artificiels de McKibben et est structuré en architecture agoniste-antagoniste.

Les avantages sont les suivants :

- Le caractère compressible de l'air rend le système intrinsèquement compliant
- La technologie pneumatique permet de réaliser des mouvements très dynamiques
- L'utilisation d'une architecture agoniste-antagoniste permet de contrôler à la fois la position/force de l'articulation ainsi que son impédance/admittance.
- Le système d'actionnement (pompe exclue) est très simple et léger, ce qui permet de très bons rapports poids/puissance
- Le prix de ce type de système est réduit grâce à sa facilité de construction
- Il est possible de délocaliser la pompe, ce qui permet de la placer au plus proche du centre de masse du système et ainsi réduire la quantité de masse en mouvement.

Tandis que les inconvénients sont les suivants :

- Les hautes pressions mises en jeu rendent le système dangereux (risque d'explosion)
- La modélisation précise du système complet est contraignante

- Beaucoup de pertes par frottements dans les durites d'acheminements de la pression (plus les durites sont longues et plus les pertes sont importantes)
- Ce type d'actionnement est très bruyant (pompe pneumatique)
- Chaque besoin en termes de force/vitesse nécessite un dimensionnement de l'actionneur différent
- La pompe est dimensionnée pour le "pire cas", c'est-à-dire pour l'actionneur le plus puissant
- L'architecture agoniste-antagoniste impose de contrôler 2 variables par degré de liberté, ce qui rend le contrôle plus coûteux en termes de puissance de calcul.

Malgré ces inconvénients, l'actionnement pneumatique reste adapté à un système où une grande compliance est recherchée. Nous l'étudierons sur un bras manipulateur à 7 degrés de liberté avec pour objectif la génération de mouvements puissants, qui intègrent toutefois un comportement compliant. En particulier nous chercherons à réaliser des mouvements explosifs (grande vitesse), mais avec une impédance très faible pour garantir la sécurité de l'environnement proche du robot.

1.2.2.3 Actionnement hydraulique

Bien que ce type d'actionnement n'ait pas été étudié dans le cadre des travaux présentés dans cette thèse, cette technologie présente des propriétés très intéressantes.

Les avantages sont les suivants :

- Très bon rapport Puissance/Poids
- Systèmes adaptés à générer des forces/couples importants
- Possibilité de maintenir une force constante sans consommation supplémentaire d'énergie
- Dans le cas d'un système de génération de pression central, possibilité de délocaliser la pompe (externe au robot ou proche de son centre de gravité) sans impact significatif sur le rendement du système.

Tandis que les inconvénients sont les suivants :

- Les hautes pressions nécessaires et les hypothétiques fuites pouvant intervenir rendent le système dangereux
- L'acheminement du fluide sous pression nécessite une conception mécanique avancée et coûteuse



FIGURE 1.4 – Robot humanoïde ATLAS, conçu par la société Boston Dynamics

- Dans le cas d'un système de génération de pression central, c'est l'actionneur le plus puissant (nécessitant le plus de pression) qui définira le dimensionnement de la pompe.

De nombreuses constructions robotiques performantes exploitent ces actionneurs. Le robot humanoïde Atlas (Fig. 1.4), conçu par la société Boston Dynamics, bénéficie d'un actionnement hydraulique à pompe électrique centralisée. C'est la grande puissance que peut délivrer son actionnement ainsi que son contrôle avancé qui lui permet d'effectuer des mouvements très dynamiques tels qu'un salto (voir Fig. 3.3).

L'une des difficultés de l'actionnement hydraulique est d'acheminer le fluide sous pression aux diverses articulations. La technique la plus courante consiste à utiliser des durites qui rendent le système plus fragile (nécessité de bien guider les durites pour qu'elles ne soient pas arrachées lors d'un mouvement) et dont les pertes sont proportionnelles à la longueur de durites utilisés. Une approche innovante consiste à faire circuler le fluide sous pression directement dans la structure du robot. C'est l'approche exploitée dans le développement du robot humanoïde Hydroid du LISV [Alfayad 2009a]. Ce robot utilise également des systèmes de génération de pression locaux pour certaines articulations qui rendent le dimensionnement du système plus simple et évitent d'avoir à transporter le fluide sous pression. Ces différentes techniques permettent de mêler à la fois les avantages des actionnements électrique

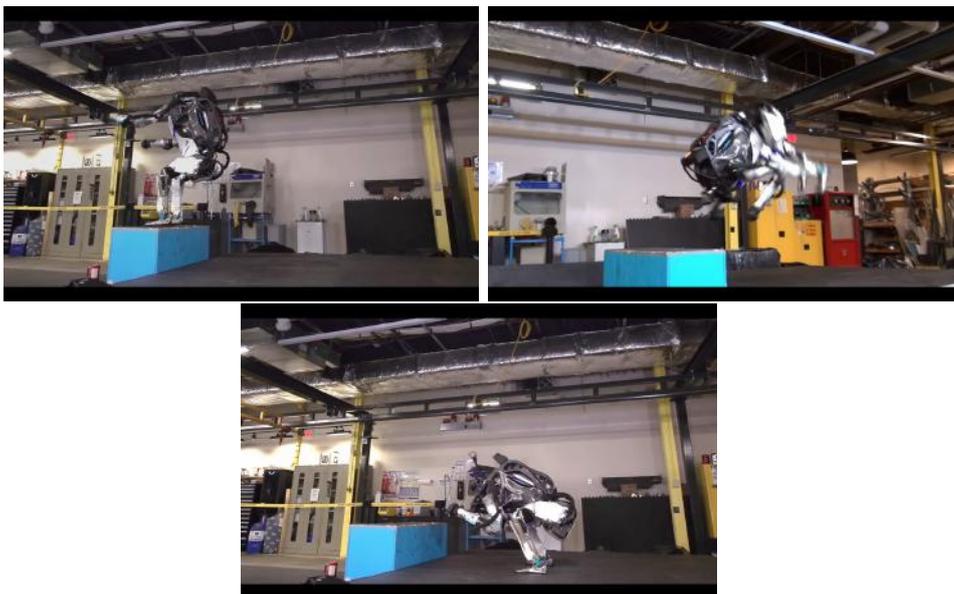


FIGURE 1.5 – Robot humanoïde ATLAS (développé par la société Boston Dynamics) effectuant un mouvement dynamique (salto)

et hydraulique. D'avantage d'informations à propos de ce projet sont disponible dans [Alfayad 2009b, Alfayad 2011a, Alfayad 2011b].

1.2.2.4 Actionnement électrique à câble

Le second système d'actionnement qui nous intéresse se base sur un moteur électrique et une liaison vis à bille/écrou servant à entraîner un câble. D'abord conçu pour être intégré dans des exosquelettes, ses capacités le rendent également adapté à la robotique humanoïde. En effet, cet actionneur a été utilisé pour la conception des jambes du robot Roméo par Softbank Robotics.

Les avantages sont les suivants :

- Le contrôle des moteurs électriques est très documenté et bien maîtrisé
- L'actionneur est très réversible/transparent, ce qui offre une bonne perception des forces externes à partir du courant moteur ainsi qu'un bon rendement
- L'utilisation d'un câble apporte une flexibilité qui vient adoucir les contacts avec l'environnement et apporter une interface d'estimation des forces externes (par la mesure de la déflexion du câble)
- Son encombrement est similaire à celui d'un muscle humain, ce qui le rend très adapté à une utilisation pour des exosquelettes et systèmes biomimé-

tiques.

Tandis que les inconvénients sont les suivants :

- La flexibilité introduite par le câble complexifie le contrôle du système et réduit sa bande passante
- La construction avancée du système introduit des phénomènes physiques complexes à identifier.

Ces différentes caractéristiques rendent cet actionneur très adapté à l'estimation des forces externes, c'est pourquoi il est utilisé dans la conception d'exosquelettes. La puissance et la plage d'utilisation vitesse/couple du système étant compatibles avec les besoins de la robotique humanoïde, il a été utilisé dans le cadre des jambes du robot Roméo. C'est dans ce cadre que cet actionneur nous intéressera particulièrement.

1.2.3 Contrôle de robots humanoïdes

La génération de mouvements de robots humanoïdes passe nécessairement par la résolution d'un problème mathématique décrivant la dynamique de ce type de système. Le problème à résoudre peut être posé et résolu de différentes manières qui sont détaillées dans le chapitre 2.

1.2.3.1 Résolution du problème de locomotion

Le problème de la locomotion des systèmes anthropomorphes est complexe et nécessite la modélisation des systèmes polyarticulés ainsi que de nombreux phénomènes physiques intervenant lors du mouvement de ces derniers [Chevallereau 2007, Wieber 2000]. Le modèle dynamique décrivant le comportement des robots humanoïdes (cas particulier des systèmes polyarticulés) se présente sous la forme suivante :

$$M(q)a + C(q, v) = S^T \tau + \sum J_C^T f_C \quad (1.1)$$

Le détail des différents termes de ce modèle est explicité dans le chapitre 2. La génération de mouvement consiste alors à résoudre un problème d'optimisation mathématique exploitant ce modèle. Il est alors question de contrôler la position du centre de masse du robot et/ou les forces qu'il applique sur l'environnement afin de le faire évoluer de manière stable. Les consignes d'entrée du système complet sont les positions, vitesses ou couples articulaires. Afin que le mouvement généré par résolution du problème d'optimisation soit correctement réalisé, il est nécessaire que les trajectoires articulaires soient suivies le plus précisément possible.

Aussi, lors de la génération du mouvement, la dynamique du système d'actionnement n'est pas modélisée et on considère que les consignes envoyées à chacun des contrôleurs d'actionneur seront suivies suffisamment précisément et rapidement pour que le mouvement réel soit fidèle à celui calculé. En réalité, c'est le modèle (1.2) qui représente le comportement d'un robot humanoïde et de son système d'actionnement. Dans cette équation, c'est la fonction $f_\tau(u)$ qui représente le couple articulaire τ généré par l'actionnement contrôlé grâce à la grandeur u .

$$M(q)a + C(q, v) = S^T f_\tau(u) + \sum J_C^T f_C \quad (1.2)$$

Il pourrait être intéressant de prendre en compte le modèle d'actionnement directement lors de la génération du mouvement, mais cela présente deux inconvénients :

- Le coût calculatoire d'un tel procédé rend le contrôle du système en temps réel de manière réactive plus complexe, en particulier lorsque le système d'actionnement possède des non-linéarités ou une dynamique nécessitant de dériver le modèle du système polyarticulé à des ordres supérieurs
- Le problème tel qu'il est posé originalement est générique et peut être transposé aisément à différents robots en changeant les dimensions et valeurs des paramètres du modèle. La modélisation de l'actionnement lors de l'optimisation du mouvement corps complet reviendrait à écrire un problème différent pour chaque type d'actionnement rencontré et casserait ainsi la généralité de l'approche.

Par conséquent, nous proposons de développer une interface intermédiaire de contrôle permettant de s'assurer du bon suivi des trajectoires articulaires. Ce dispositif permet également l'interface entre le solveur corps complet et le système d'actionnement qui s'adaptera aux entrées et sorties de chacun (ex. un contrôleur corps complet générant des trajectoires de référence en couple articulaire et un système d'actionnement prenant en entrées des pressions).

1.2.3.2 Contrôle local

Plusieurs critères ont guidé notre choix dans l'architecture de contrôle utilisée. Tout d'abord nous souhaitons que cette architecture soit la plus générique possible afin de s'adapter à différents types d'actionneurs et de contrôle. Cette caractéristique permet également au système de facilement être adaptable aux évolutions pouvant intervenir sur le système d'actionnement ou le contrôleur corps complet. Pour cela, nous voulons développer l'architecture de contrôle d'actionneur comme une interface d'abstraction entre le contrôleur corps complet et le système d'actionnement (voir Fig. 1.6).

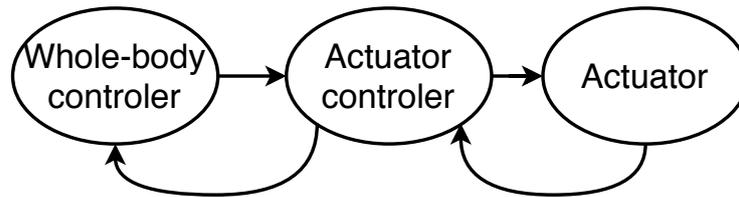


FIGURE 1.6 – Schéma simplifié de l'architecture de contrôle d'un robot humanoïde

Notre premier objectif étant le contrôle d'actionneurs flexibles, nous souhaitons également que le contrôleur résolve le problème sur un horizon temporel. En effet, les flexibilités ayant tendance à réduire la bande passante du système, nous pensons qu'une approche de type "contrôle prédictif" permettrait de commander efficacement ce type de systèmes.

Pour ces raisons, notre choix s'est porté sur un solveur de Programmation Dynamique Différentielle (DDP - Differential Dynamic Programming) qui offre les fonctionnalités suivantes :

- Cet algorithme résout un problème de contrôle optimal spécifié par une fonction coût et un modèle dynamique. La fonction coût explicite le type de contrôle souhaité et le modèle dynamique définit le système contrôlé. Cette approche est donc complètement générique
- La fonction coût et le modèle dynamique utilisés pour la résolution peuvent être non linéaires, ce qui nous permet de contrôler des actionneurs complexes
- Il est possible de prendre un compte un terme de "barrière" dans la fonction coût qui permet d'empêcher certaines variables du système de dépasser des valeurs limites. Ceci est particulièrement utile afin d'éviter à un actionneur de dépasser ses butées articulaires
- De la même manière, il est possible de borner les variables de contrôle de l'actionneur considéré
- Cet algorithme résolvant un problème de contrôle optimal sur un horizon temporel, il est adaptée pour une approche de contrôle prédictif.

1.2.4 Prise en compte de la température dans le contrôle

La température d'un moteur électrique est cruciale pour garantir son intégrité. En effet, bien qu'un couple ou une vitesse de rotation trop élevée du moteur puissent amener à sa destruction, c'est le plus souvent une température trop importante qui en est responsable. Face à ce problème, l'approche la plus couramment utilisée est de contrôler la température et d'opérer un arrêt d'urgence dans le cas où elle dépasserait un seuil critique. Pour autant, nous proposons plutôt une approche visant à contrôler nos moteurs de manière à garder la température dans une marge

admissible. Cette approche a en effet pour avantage une meilleure exploitation de la pleine plage de fonctionnement des moteurs électriques. Dès lors, dans le but de réaliser ce type de contrôle, nous identifierons le comportement thermique d'un système d'actionnement électrique puis générerons des séquences de contrôle grâce à l'architecture proposée précédemment.

1.2.5 Contrôle en couple articulaire

Alors que nous visons à améliorer la locomotion des robots humanoïdes, le contrôle de ces systèmes en positions articulaires est une technique bien maîtrisée qui montre plusieurs limites :

- Il peut exister des forces internes au sein d'un robot contrôlé en position qui viennent augmenter la puissance consommée sans apporter de contribution au mouvement
- De petites irrégularités dans l'environnement peuvent rapidement se traduire par la perte d'équilibre du robot, le contrôle en position n'étant pas robuste à ce type de perturbations, à moins de percevoir ces irrégularités et modifier la posture du robot en conséquence
- Les critères d'équilibres des robots marcheurs se basent sur les forces appliquées sur l'environnement. Contrôler ces forces par le biais d'un contrôle en position articulaire du robot est moins direct que d'utiliser directement un contrôle en force/couple articulaire.

Le contrôle en couple articulaire permet de s'affranchir de ces inconvénients. Il en résulte de meilleures capacités d'évolution dans des environnements encombrés. Ce type de contrôle doit en revanche être effectué à des cadences élevées (1kHz) pour être efficace. Nous souhaitons ainsi faire évoluer la stratégie de commande de nos robots humanoïdes vers un contrôle en couple articulaire afin de maîtriser pleinement les forces de contact avec l'environnement.

1.3 Contributions

Le travail présenté adopte une approche hybride visant à optimiser conjointement l'actionnement de robots humanoïdes ainsi que la stratégie de contrôle. Les contributions des travaux réalisés sont les suivants :

1.3.1 Actionneurs pour la robotique humanoïde

Études et modélisation d'actionneurs innovants pour la robotique humanoïde

Tout d'abord, nous avons étudié un actionneur pneumatique de type muscle artificiel de McKibben visant à imiter le comportement de muscles humains, puis un actionneur électrique à câble possédant des avantages tels que la réversibilité ou la compliance et levant des problématiques de contrôles intéressantes.

1.3.2 Architecture de contrôle générique locale pour l'actionnement de robots humanoïdes

Développement d'une structure de contrôle adaptée à la robotique humanoïde

Une structure de contrôle locale d'actionneur a été développée. Cette structure de type "commande prédictive" se base sur la résolution d'un problème de programmation dynamique différentielle. Elle est complètement générique au type d'actionneur utilisé (électrique, pneumatique, hydraulique ...) et au type de contrôle souhaité (position, vitesse, couple ...).

1.3.3 Prise en compte de la température dans le contrôle d'actionneurs pour la robotique humanoïde

Modélisation et identification des caractéristiques thermiques d'un système d'actionnement en vue de son contrôle avec prise en compte de la température

Cette approche permet de garantir l'intégrité de l'actionneur tout en exploitant l'intégralité de sa plage de fonctionnement.

1.3.4 Contrôle en couple articulaire sur le robot humanoïde Talos

Adaptation et implémentation d'une architecture de contrôle en force et couple articulaire pour le robot humanoïde Talos

1.4 Publications

Les travaux effectués durant ce doctorat ont permis la publication des articles suivants :

ICINCO 2018 [Forget 2017] Implementation, Identification and Control of an Efficient Electric Actuator for Humanoid Robots - Forget, F., Giraud-Esclasse, K., Gelin, R., Mansard, N., & Stasse, O.

IEEE MSC 2016 [Das 2016a] Controlling a multi-joint arm actuated by pneumatic muscles with quasi-DDP optimal control - Das, G. K. H. S. L., Tondu, B., Forget, F., Manhes, J., Stasse, O., & Souères, P.

IEEE CCA 2016 [Das 2016b] Performing Explosive motions using a multi-joint arm actuated by pneumatic muscles with quasi-DDP optimal control - Das, G. K. H. S. L., Tondu, B., Forget, F., Manhes, J., Stasse, O., & Souères, P.

RSS Workshop on Challenges in Dynamic Legged Locomotion 2017 [Carpentier 2017] Multi-contact Locomotion of Legged Robots in Complex Environments – The Loco3D project - Carpentier, J., Del Prete, A., Tonneau, S., Flayols, T., Forget, F., Mifsud, A., ... & Geisert, M

Formulations mathématiques pour le contrôle de robots humanoïdes

Sommaire

2.1	Introduction	18
2.2	Modèles mathématiques	18
2.2.1	Variables	18
2.2.2	Modèle corps complet rigide	19
2.2.3	Modèle corps complet flexible	19
2.2.4	Algorithmes	20
2.3	Commande des robots humanoïdes	20
2.3.1	Tâches	20
2.4	Contrôle articulaire	22

2.1 Introduction

Nous nous proposons dans ce premier chapitre de rappeler les notations et formulations utilisées dans le cadre de la robotique humanoïde. Ces mêmes notations sont également utilisées dans cette thèse.

Nous rappellerons dans un premier temps les variables utilisées et leur dimension. Nous détaillerons ensuite le modèle dynamique complet d'un robot humanoïde rigide et flexible ainsi que les algorithmes associés aux variables présentées. Finalement, nous passerons en revue les différents types de contrôle articulaire existants.

2.2 Modèles mathématiques

Les notations et formulations mathématiques utilisées sont issues de l'algèbre 6-dimensions et sont détaillées dans [Featherstone 2014, Murray 2017].

2.2.1 Variables

Les variables de position q , vitesse v et accélération a d'un robot humanoïde sont détaillées en Eq. (2.1). Dans notre cas, on ne considérera que des robots possédant des articulations sous forme de liaisons pivots.

$$q = \begin{bmatrix} x_{base} \\ y_{base} \\ z_{base} \\ Q_{base}^x \\ Q_{base}^y \\ Q_{base}^z \\ Q_{base}^w \\ q_0 \\ q_1 \\ \vdots \\ q_N \end{bmatrix}, v = \begin{bmatrix} \dot{x}_{base} \\ \dot{y}_{base} \\ \dot{z}_{base} \\ \omega_{base}^x \\ \omega_{base}^y \\ \omega_{base}^z \\ \dot{q}_0 \\ \dot{q}_1 \\ \vdots \\ \dot{q}_N \end{bmatrix}, a = \begin{bmatrix} \ddot{x}_{base} \\ \ddot{y}_{base} \\ \ddot{z}_{base} \\ \dot{\omega}_{base}^x \\ \dot{\omega}_{base}^y \\ \dot{\omega}_{base}^z \\ \ddot{q}_0 \\ \ddot{q}_1 \\ \vdots \\ \ddot{q}_N \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

Les notations $(x_{base}, y_{base}, z_{base})$ désignent les positions dans le référentiel considéré d'un membre arbitraire du robot qui servira de référence. Il est appelé base et est le plus souvent le bassin ou le torse du robot. $(Q_{base}^x, Q_{base}^y, Q_{base}^z, Q_{base}^w)$ est le quaternion qui représente l'orientation de cette base dans le référentiel global (monde) et $(\omega_{base}^x, \omega_{base}^y, \omega_{base}^z)$, $(\dot{\omega}_{base}^x, \dot{\omega}_{base}^y, \dot{\omega}_{base}^z)$ définissent respectivement la vitesse et accélération de cette orientation. Finalement, les termes $(q_n, \dot{q}_n, \ddot{q}_n)$ sont les positions,

vitesses et accélérations angulaires de chacune des articulations du robot.

Ces variables peuvent être classées en deux catégories :

- Système actionné : Les variables $(q_n, \dot{q}_n, \ddot{q}_n)$ représentent la partie actionnée du robot, c'est à dire les variables qui sont directement affectées par le système d'actionnement.
- Système sous-actionné : les autres variables ne peuvent pas être contrôlées directement par le système d'actionnement. Le contrôle de ces variables se fait uniquement en considérant la dynamique du système complet et en exploitant la gravité et les forces de contact du système avec son environnement.

2.2.2 Modèle corps complet rigide

Le modèle complet d'un robot humanoïde rigide peut être exprimé comme suit, où :

$$M(q)a + C(q, v) = S^T \tau + \sum J_C^T f_C \quad (2.2)$$

- $M(q)$ est la matrice des inerties généralisée
- $C(q, v)$ représente le vecteur des forces de gravité, Coriolis et centrifuges
- S^T est une matrice de sélection permettant de n'appliquer les couples articulaires que sur la partie actionnée du système
- τ est le vecteur des couples articulaires
- J_C^T sont les Jacobiennes des différents contacts
- f_C sont les forces à chacun des points de contact.

Ce modèle générique est ensuite adapté pour chaque robot grâce à la dimension du modèle (qui dépend du nombre d'articulations du robot) ainsi que sa matrice des inerties généralisée $M(q)$. Une bibliothèque de calcul de la dynamique des systèmes polyarticulés doit ensuite être utilisée pour calculer les différentes variables de ce modèle. L'équipe Gepetto du LAAS-CNRS où a été réalisée cette thèse exploite le logiciel libre Pinocchio [Carpentier 2015] pour effectuer ces calculs.

2.2.3 Modèle corps complet flexible

Il est possible de considérer des flexibilités articulaires dans la modélisation du robot. Cela est vrai pour les robots équipés d'actionneurs à élasticité en série ou à raideur variable par exemple. Dans ce cas, la position articulaire doit être considérée conjointement avec la position du moteur, c'est à dire les positions angulaires de part et d'autre de la flexibilité. L'écart de ces deux positions angulaires nous donne

la déflexion de la flexibilité considérée.

$$M(q)a + C(q, v) + S^T K(q - \theta_M) = \sum J_C^T f_C \quad (2.3)$$

$$B\ddot{\theta}_M - K(q - \theta_M) = \tau \quad (2.4)$$

Où θ_M représente la position angulaire du moteur (dans l'espace des positions articulaires). B représente le vecteur des inerties moteurs de chacune des articulations et K le vecteur de raideurs articulaires. Les autres paramètres sont identiques à ceux utilisés en sous-section 2.2.2. Les deux équations de ce modèle représentent directement la séparation effectuée par le biais d'une flexibilité entre la dynamique des moteurs et celle des articulations. Ainsi, il est possible, grâce à ce modèle, de générer des mouvements sur des robots possédant des flexibilités articulaires [Buondonno 2016].

2.2.4 Algorithmes

Différents algorithmes sont utilisés afin de calculer les variables intervenant dans ces modèles. Ces algorithmes ont pour rôle de calculer la réponse du système à une entrée de commande ou à l'inverse l'entrée de commande nécessaire pour obtenir un mouvement donné sur le robot.

Dynamique inverse

On parle de dynamique inverse lorsque que l'on calcule les efforts qui s'appliquent sur le robot à partir des mouvements qu'il effectue (Eq. 2.5).

$$\tau = ID(q, v, a, f_C) \quad (2.5)$$

Dynamique directe

On parle de dynamique directe lorsque l'on calcule les mouvements générés par des forces et couples appliqués sur le robot (Eq. 2.6).

$$a = FD(q, v, \tau, f_C) \quad (2.6)$$

2.3 Commande des robots humanoïdes

2.3.1 Tâches

Le contrôle d'un robot humanoïde passe par la résolution d'un problème mathématique exploitant le modèle dynamique du robot afin de générer des mouvements

avec plusieurs objectifs :

- Position du centre de masse
- Position des points de contact avec l'environnement
- Forces appliquées aux différents points de contact
- Tâche de posture
- Tâche de positionnement du corps ou d'une partie du corps
- Contrôle d'auto-collision du robot
- Contrôle de non dépassement des butées articulaires.
- ...

La formulation de ces objectifs se fait sous forme de tâches. Chaque tâche sert ensuite à formuler un problème quadratique (QP) résolu grâce à un solveur dédié. La hiérarchisation de ces tâches est possible et permet de rendre prépondérantes certaines tâches sur les autres, avec plusieurs niveaux de priorité. On peut ainsi, par exemple choisir de donner une priorité maximum aux tâches liées à l'équilibre, puis de traiter les autres.

Une tâche représente une erreur que l'on cherche à minimiser. Par exemple, une tâche de positionnement représente le vecteur des erreurs en position et orientation entre la position d'une partie du robot et une position désirée de cette partie. On définit alors la Jacobienne d'une tâche de la manière suivante :

$$\dot{e}_i = \frac{\partial e_i}{\partial q} = J_i \dot{q} \quad (2.7)$$

Cette Jacobienne représente l'impact sur e_i d'un changement sur le vecteur q . Elle dépend des positions articulaires du robot q . Il s'agit donc de la linéarisation locale autour de q de la fonction de passage de q à e_i . On définit ensuite une forme de convergence pour cette tâche. Souvent on contraint la tâche à converger comme une équation différentielle du premier ordre :

$$\dot{e}_i^* = -\lambda e_i \quad (2.8)$$

On calcule alors la loi de commande qui permettra de résoudre cette tâche :

$$\dot{q}^* = \arg \min_{\dot{q}} \|J\dot{q} - \dot{e}^*\| \quad (2.9)$$

Parmi les solutions de ce problème, la solution qui minimise la norme de \dot{q}^* est donnée par :

$$\dot{q}^* = J^\dagger \dot{e}^* \quad (2.10)$$

Où J^\dagger est la pseudo-inverse de J . On utilise le plus souvent la pseudo-inverse de

Moore-Penrose. L'espace des solutions de (2.9) est donné par :

$$\dot{q}^* = J^\dagger \dot{e}^* + P\tilde{q}_2 \quad (2.11)$$

Où P est le projecteur dans l'espace nul de la tâche et \tilde{q}_2 un vecteur arbitraire permettant la réalisation d'une tâche supplémentaire.

Hiérarchisation des tâches

Le système de tâches avec lequel nous travaillons permet d'imposer une hiérarchie entre celles-ci. Dès lors, il est possible par exemple de définir une tâche d'équilibre comme étant prioritaire par rapport à une tâche de positionnement des effecteurs terminaux. Cette dernière peut aussi être priorisée avec une tâche de posture articulaire. Ainsi, aucune tâche de priorité inférieure ne peut empêcher l'exécution d'une tâche de priorité supérieure. Dans le cas d'une résolution grâce à la pseudo-inverse (2.10), la hiérarchisation des tâches se fait par la résolution du système suivant :

$$\begin{cases} \dot{q}_0 = 0 \\ \dot{q}_i = \dot{q}_{i-1} + (J_i P_{i-1}^A)^\dagger (\dot{e}_i - J_i \dot{q}_{i-1}), i = 1..n \end{cases} \quad (2.12)$$

Où P_{i-1}^A représente le projecteur dans l'espace nul de la tâche précédente qui assure qu'une tâche de rang inférieur ne puisse pas perturber une tâche de rang supérieur. Cette technique est récursive et s'adapte au nombre de tâches désiré.

L'ensemble de ces techniques de hiérarchisation de tâches est détaillé dans [Escande 2013, Kanoun 2011].

2.4 Contrôle articulaire

Les techniques les plus fréquentes de contrôle articulaire consistent à générer la commande par retour d'état, comme explicité dans le schéma Fig. 2.1.

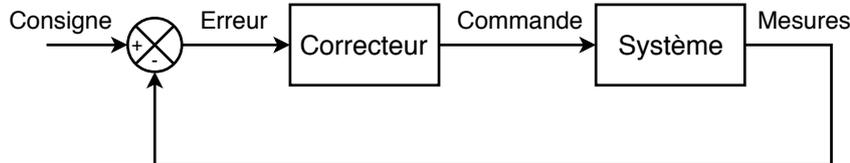


FIGURE 2.1 – Schéma de contrôle articulaire par retour d'état

Il est possible de contrôler l'actionnement en inversant le modèle dynamique qui le décrit, il s'agit alors de contrôle prédictif ou direct (feedforward). Si le modèle

reflète parfaitement le système, ce type de contrôle suffit. En réalité, les erreurs de modélisation ainsi que les bruits de mesure ou d'estimation ne permettent pas de mettre en œuvre une architecture uniquement basée sur un contrôle direct. L'ajout d'un terme de rétroaction similaire à l'architecture précédente permet de compenser ces bruits et erreurs. Les gains de la boucle de rétroaction sont dans ce cas sensiblement plus faibles puisqu'elle ne sert qu'à compenser les erreurs de modélisation et d'estimation. Une architecture de contrôle exploitant cette approche est représentée en Fig. 2.2

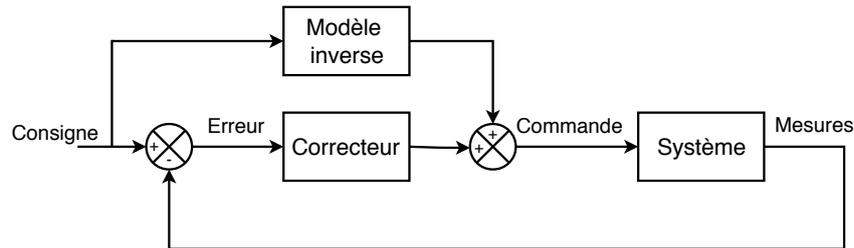


FIGURE 2.2 – Schéma de contrôle articulaire par commande directe et retour d'état

Il est également possible d'ajouter un observateur de perturbations permettant de prendre en compte l'écart entre les variables du système réel et celle attendue afin de corriger la commande générée. Ce type d'architecture est détaillée en Fig. 2.3.

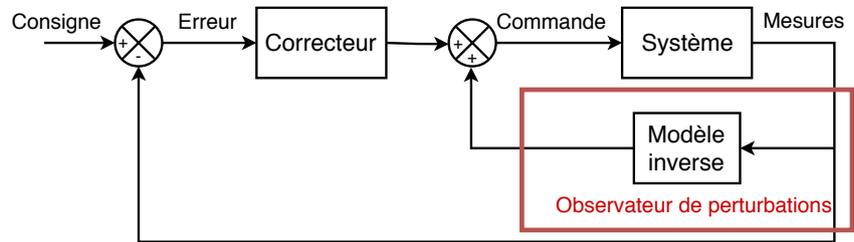


FIGURE 2.3 – Schéma de contrôle articulaire incluant un observateur de perturbations

Finalement, l'utilisation conjointe des différentes techniques présentées précédemment donne le schéma Fig. 2.4

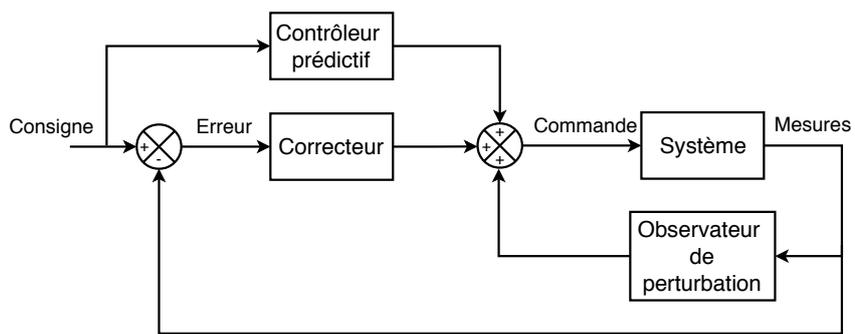


FIGURE 2.4 – Architecture de contrôle articulaire incluant une commande par retour d'état, un observateur de perturbation et un terme de commande prédictive

Actionnement pour la robotique humanoïde

Sommaire

3.1	Introduction	28
3.2	État de l'art - Actionnement des robots humanoïdes	29
3.2.1	Actionnement pneumatique	32
3.2.2	Actionnement électrique flexible	36
3.2.2.1	Actionneurs à câble	36
3.2.2.2	Modélisation des actionneurs à élasticité en série	37
3.3	Muscle artificiel de McKibben	37
3.3.1	Modélisation	37
3.3.1.1	Muscle artificiel	38
3.3.1.2	Système de génération de pression	39
3.3.1.3	Architecture agoniste-antagoniste	40
3.3.1.4	Bras manipulateur 7 degrés de liberté	42
3.4	Actionneur à câble	43
3.4.1	Description mécanique du système	44
3.4.2	Modélisation de l'actionneur	46
3.4.2.1	Notations	47
3.4.2.2	Formalisme de Lagrange	47
3.4.2.3	Formalisme d'état	49
3.4.2.4	Schéma bloc	49
3.5	Conclusion - Discussion	50

3.1 Introduction

Les robots humanoïdes requièrent des systèmes d'actionnement complexes. En effet, afin d'être intégrés dans une structure humanoïde, les actionneurs doivent être puissants, compacts, légers et disposer d'un bon rendement. De plus, selon leur cas d'utilisation, il est souhaitable que ces actionneurs soient réversibles, flexibles (la raideur peut éventuellement être contrôlable) ou utilisent des capteurs avancés (capteur de force/couple, centrale inertielle). Aussi, la marche des robots bipèdes génère des contacts brusques qui peuvent être déstabilisants pour le système si celui-ci n'a pas la possibilité de les amortir. Si l'on pense souvent que ce problème concerne les mouvements dynamiques (sauts, salto ...), il apparaît également lors de mouvements plus simples comme la marche ou la montée d'escaliers. Enfin, une bonne perception des forces de contact avec l'environnement est nécessaire tant pour la locomotion que pour les interactions homme/robot. Nous étudierons ainsi tout particulièrement les actionneurs possédant une souplesse intrinsèque. En particulier, nous nous intéresserons à leur capacité à absorber les impacts et à leur capacité d'estimation des forces externes. Cette capacité s'obtient par l'utilisation de systèmes d'actionnement flexibles, dont la raideur peut éventuellement être contrôlable. Les flexibilités permettent également une interaction plus sûre entre le robot et d'éventuels opérateurs ou l'environnement. L'estimation des couples articulaires peut alors se faire en mesurant la déflexion de cette flexibilité en mesurant la position de part et d'autre de cette souplesse. Toutefois, ce type d'actionneur souffre d'une bande passante plus réduite et d'un contrôle moins aisé. Nous étudierons à travers ce chapitre deux systèmes mécatroniques dotés d'une grande capacité de compliance : l'un est pneumatique et structuré sous forme agoniste-antagoniste ; le second exploite un moteur électrique et une transmission par câble et vis à bille. L'actionneur pneumatique sera étudié dans l'objectif de réaliser des mouvements dynamiques mais toutefois compliant en exploitant le bon rapport poids/puissance de ce type d'actionneur ainsi que la possibilité de contrôler l'impédance de l'actionnement. L'actionneur électrique à câble sera quant à lui étudié pour sa grande capacité d'estimation des forces externes en vue de générer des mouvements précis tant par un contrôle en position qu'en couple articulaire. Nous chercherons à modéliser ces systèmes mécatroniques au regard de leur architecture mécanique et en vue de leur contrôle. Utilisant des techniques de contrôle "basées modèle", nous souhaitons que les modèles développés représentent fidèlement la dynamique des systèmes considérés tout en restant simples afin d'obtenir un contrôle à la fréquence la plus élevée possible.

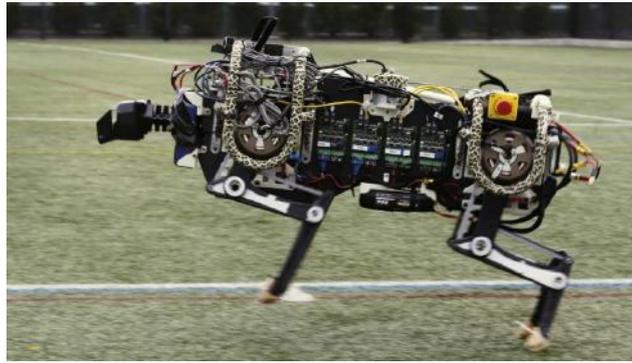


FIGURE 3.1 – Robot quadrupède MIT-Cheetah mis en mouvement par un système d'actionnement à haute densité de couple

3.2 État de l'art - Actionnement des robots humanoïdes

Les recherches en cours sur l'actionnement des robots humanoïdes visent à accroître plusieurs aspects tels que la précision, le rendement, ou encore la compliance. Un système d'actionnement idéal n'existe pas et il est nécessaire de trouver un compromis. Il dépend des besoins de la plateforme considérée. Une approche intéressante est de réduire les défauts des réducteurs à ondes de déformation. Cela peut passer par l'amélioration de ce type de réducteurs, comme c'est le cas pour le robot TORO [Englsberger 2014] exploitant l'actionneur LWR [Albu-Schäffer 2007a] (LightWeight Robot actuator) développé par le DLR. Il est également possible de réduire les rapports de réduction des systèmes de transmission afin de diminuer leur impact sur la dynamique globale du robot. En effet, plus le rapport de réduction est important et plus les défauts de ce type de réducteur le seront. Cela est mis en pratique dans [Seok 2012, Wensing 2017], où le robot quadrupède Cheetah est actionné grâce à des moteurs dont la plage d'utilisation est plus proche des besoins de la robotique humanoïde (et par extension quadrupède) que les moteurs électriques standard (voir Cheetah en Fig. 3.1). Cela étant, d'autres types de réducteurs sont également envisageables. Le robot DURUS exploite ainsi un système à base de réducteurs cycloïdes très performant [Reher 2016] présenté en Fig. 3.2.

Outre les problèmes des réducteurs, la génération de mouvements très dynamiques (saut, salto, course ...) nécessite des systèmes d'actionnement très puissants. Dans ce cas, les moteurs électriques ne sont pas les plus adaptés et il est plus pertinent de se tourner vers des systèmes d'actionnement hydraulique ou pneumatique. Le robot Atlas de la société Boston Dynamics utilise un actionnement hydraulique pour réaliser des mouvements très dynamiques (voir Fig. 3.3). Dans le même esprit, l'université d'Osaka a conçu un robot actionné pneumatiquement capable d'effec-



FIGURE 3.2 – Schéma d'un système de réduction cycloïde accompagné d'une implémentation réelle de ce type de système

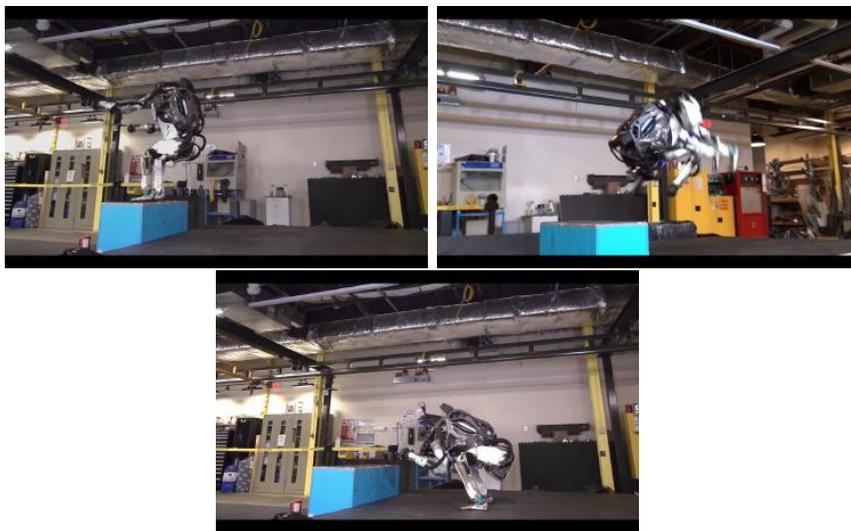


FIGURE 3.3 – Robot humanoïde ATLAS (développé par la société Boston Dynamics) effectuant une action très dynamique (salto)

tuer des sauts et de se réceptionner [Hosoda 2010]. Cette même équipe conçoit de plus des actionneurs hybrides électrique/pneumatique pour mixer les avantages de ces types de systèmes [Ahmad Sharbafi 2017].

Les technologies hydraulique et pneumatique permettent également la conception de systèmes adaptés à l'interaction (avec l'homme ou l'environnement). En effet, l'estimation des forces extérieures sur ces systèmes se fait directement par la mesure des pressions articulaires. Le robot humanoïde HYDROID conçu par le LISV exploite un actionnement hydraulique dans cette optique [Alfayad 2009a]. Cette équipe développe également des actionneurs hydrauliques entièrement intégrés présentant des avantages intéressants [Alfayad 2009b, Alfayad 2011a, Alfayad 2011b]. Plusieurs systèmes pneumatiques ont également été développés dans une optique d'interaction, comme [Beyl 2014] qui présente un exosquelette actionné pneumati-



FIGURE 3.4 – Robot humanoïde Roméo, créé par la société Softbank Robotics

quement ou [Tassa 2013] qui utilise des vérins pneumatiques pour mettre en mouvement un robot humanoïde.

Une autre caractéristique importante dans le cadre de systèmes d'interaction est la transparence, qui caractérise à quel point les forces externes sont mesurables par le système d'actionnement. Le CEA-List conçoit des actionneurs innovants [Garrec 2006] dans cette optique pour une intégration dans des exosquelettes [Garrec 2010, Moriniere 2015]. Ce même type d'actionneur a été exploité lors du design du robot humanoïde Roméo par la société SoftBank Robotics (Fig. 3.4).

Enfin, la compliance est également recherchée dans les mécanismes de la robotique humanoïde. Il s'agit d'une composante hybride à la mécanique et au contrôle qui désigne la capacité d'un système à avoir un comportement souple et à s'adapter à son environnement. Elle est souhaitable afin d'adoucir les contacts du système avec son environnement ou d'éventuels opérateurs. Mécaniquement, cette caractéristique est obtenue par l'ajout de flexibilités dans l'actionnement. Le robot humanoïde COMAN (voir Fig. 3.5) a été conçu de cette manière [Tsagarakis 2011] et exploite des actionneurs à élasticité en série (Series Elastic Actuators - SEA). Ce type de comportement est également possible en l'absence de flexibilités en implémentant des stratégies de contrôle en couple ou en admittance comme cela est détaillé en section 6.2.

Une raideur trop faible dégradant la précision et la stabilité des mouvements, certains systèmes permettent de contrôler la valeur de la raideur ajoutée en fonc-



FIGURE 3.5 – Robot humanoïde Coman, développé par l’Institut Italien des Technologies [Tsagarakis 2011]

tion du mouvement réalisé. On choisira ainsi une raideur faible pour les mouvements rapides et une raideur élevée pour les mouvements lents demandant une bonne précision. On parle alors d’actionneurs à raideur variable (Variable Stiffness Actuator - VSA). De nombreux travaux de recherche exploitent ce type de mécanismes et [Wolf 2016] résume les différentes implémentations existantes.

Dans le cadre de nos recherches, nous avons décidé d’explorer deux catégories d’actionneurs via l’étude d’un actionneur pneumatique à base de muscles artificiels montés en architecture agoniste-antagoniste, ainsi que celle d’un actionneur électrique à câble. En effet, ces deux types de mécanismes présentent un avantage majeur alors qu’il est question de réaliser des mouvements compliant. Nous proposons dans un premier temps un rappel de l’état de l’art actuel de ces deux types d’actionnement avant de détailler ces deux mécanismes et d’en expliciter le modèle dynamique.

3.2.1 Actionnement pneumatique

L’actionnement pneumatique est composé d’un système de génération de pression (pompe pneumatique), de systèmes de distribution de cette pression (vannes) ainsi que d’un mécanisme de conversion de cette énergie pneumatique en énergie mécanique (vérins ou muscles artificiels). Le plus souvent, une seule pompe est mutualisée pour fournir l’énergie pneumatique nécessaire à tous les convertisseurs pneumatiques/mécaniques. Les muscles artificiels sont les plus répandus pour diverses raisons :

- leur construction simple les rend légers et peu coûteux
- la pompe est l'unique composant lourd du système. Or ce système pouvant être centralisé, il est possible de le placer au plus proche du centre de masse du robot afin de réduire les masses en mouvement. Le système gagne ainsi en réactivité. Il en résulte en revanche une complexité de conception accrue par le besoin de distribuer la pression aux différents actionneurs.
- l'air étant compressible, ce type d'actionnement apporte une compliance inhérente à sa construction.

Il possède en revanche certains inconvénients :

- les hautes pressions mises en jeu rendent le système dangereux (risque d'explosion)
- la modélisation précise du système est complexe
- les pertes par frottements dans les durites d'acheminements de la pression sont importantes (plus la durite est longue et plus les pertes sont élevées)
- ce type d'actionnement est très bruyant
- chaque besoin en termes de force/vitesse nécessite un dimensionnement d'actionneur différent.

Ce type d'actionnement est particulièrement bien adapté à la génération de mouvement explosif grâce à son excellent rapport poids/puissance (voir Fig. 3.6, [Niiyama 2007]). La flexibilité de ce type d'actionnement, due au caractère compressible de l'air, permet également de générer des mouvements compliants qui améliorent la sécurité des usagers et de l'environnement proche du robot. De plus, l'impédance du système est contrôlable en agissant sur la pression de l'air dans l'actionneur. Différentes réalisations d'humanoïdes exploitent ce type d'actionnement. On trouve ainsi des robots actionnés par des vérins pneumatiques [Todorov 2010, Tassa 2013] ou par des muscles artificiels pneumatiques. Parmi ces robots, on peut citer des robots marcheurs [Hosoda 2008, Hosoda 2010, Hosoda 2010], des robots quadrupèdes [Niiyama 2007, Tanaka 2017] ou encore des bras manipulateurs [Tondu 2005]. La main artificielle "Shadow Hand" est également équipée de muscles artificiels pneumatiques (voir Fig 3.8). Elle possède 20 degrés de liberté actionnés pneumatiquement ainsi que de nombreux capteurs. La société Festo a aussi conçu un bras manipulateur pneumatique à 7 degrés de liberté exploitant des vérins rotatifs pneumatiques. Ce bras manipulateur nommé BionicCobot a pour objectif d'être utilisé dans un cadre cobotique de comanipulation homme-robot dans un milieu industriel. Ce système est visible en Fig. 3.7.

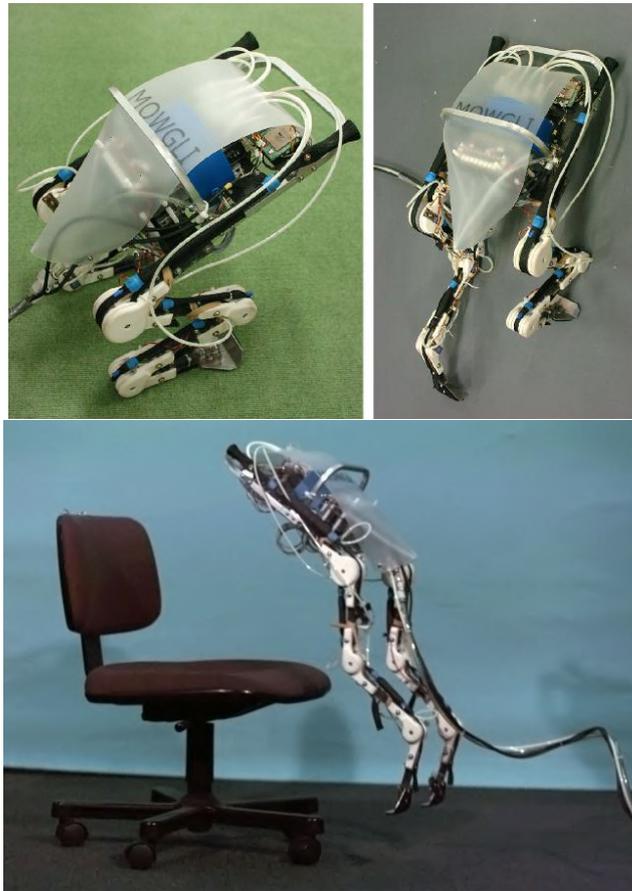


FIGURE 3.6 – Robot bipède Mowgli, conçu par l’université de Tokyo. Ce robot actionné pneumatiquement est capable d’effectuer des mouvements dynamiques tels que des sauts.



FIGURE 3.7 – Bras manipulateur BionicCobot pneumatique à 7 degrés de liberté, conçu par l’entreprise Festo.



FIGURE 3.8 – Main artificielle “Shadow Hand” développée par Shadow Robot Company LTD.

Muscles artificiels pneumatiques

L'actionneur étudié est un muscle artificiel pneumatique de McKibben (voir Fig. 3.9).

Un muscle artificiel pneumatique est composé d'une chambre qui vient se gonfler sous l'effet de la pression. En se gonflant, la chambre se rétracte, de la même façon qu'un muscle humain. Le constituant principal de ce type d'actionneur étant une membrane, il est très léger et possède ainsi un très bon rapport poids/puissance. De plus, un des avantages du muscle artificiel pneumatique est son comportement compliant inhérent à sa structure. Ce phénomène apparait grâce au caractère compressible de l'air présent dans la chambre. Il est donc particulièrement adapté à des tâches d'interaction avec l'homme ou avec des objets devant être manipulés avec précaution. Plusieurs implémentations de ce type de système existent et sont répertoriées dans [Daerden 2002]. Les deux implémentations les plus fréquemment rencontrées étant les muscles de McKibben [Tondu 2012, Tondu 2000] et les PPAM (pleated pneumatic artificial muscle) [Daerden 2001]. La différence notable entre ces deux architectures est l'utilisation ou non d'une membrane tressée permettant de maintenir la forme cylindrique du muscle, mais ayant l'inconvénient de générer des frottements internes complexes à identifier .



FIGURE 3.9 – Muscle artificiel pneumatique de McKibben

3.2.2 Actionnement électrique flexible

Le second actionneur étudié est basé sur un moteur électrique. Le contrôle des moteurs électriques est maîtrisé et très documenté. Ces derniers disposent d'un encombrement réduit, d'un faible coût et ils sont réversibles avec de très bons rendements (notamment pour les moteurs sans balais). C'est ce type de système d'actionnement qui équipe la grande majorité des robots humanoïdes. L'actionneur étudié possède également un câble qui ajoute une flexibilité dans l'actionnement, on parle alors d'actionneur à élasticité en série (SEA - Series Elastic Actuator). L'ajout de cette flexibilité permet de lisser les contacts avec l'environnement, mais a tendance à réduire la bande passante du système. Le lissage des forces de contact est très important dans le cas des robots marcheurs où un système trop rigide causerait des phénomènes de rebonds pouvant mener à la perte d'équilibre. De plus, cette flexibilité offre une interface de mesure des forces externes (par mesure de la déflexion de la flexibilité) qui permet d'améliorer l'estimation de celles-ci. De nombreux systèmes exploitent ce type d'actionnement comme les robots humanoïdes ICub [Parmiggiani 2012, Hu 2016], Valkyrie [Radford 2015], COMAN [Tsagarakis 2013] ou encore Roméo, le système sur lequel se base ce travail.

3.2.2.1 Actionneurs à câble

Une implémentation spécifique de ce type d'actionneur est décrite dans le brevet [Garrec 2006]. L'utilisation d'un câble fixé à une vis à bille confère au système un rendement très intéressant ainsi que de bonnes capacités de transparence et réversibilité. Cet actionneur possède de plus un encombrement réduit pour un rapport de réduction important. Son encombrement majoritairement longitudinal le rend similaire aux muscles humains et ainsi adapté à une intégration dans des robots

humanoïdes ou exosquelettes. Cet actionneur a d'ailleurs été pensé en premier lieu pour une intégration dans des exosquelettes [Garrec 2010, Moriniere 2015]. Ses caractéristiques le rendent toutefois adapté à la robotique humanoïde et aux bras manipulateurs. Des évolutions ont ainsi été ajoutées au brevet initial allant dans ce sens [Yang 2014, Bergamasco 2011].

3.2.2.2 Modélisation des actionneurs à élasticité en série

L'actionneur étudié se comportant comme un actionneur à élasticité en série, nous nous intéressons aux différentes modélisations de ce type de système. Les premiers travaux sur ce type de systèmes sont détaillés dans [Pratt 1995]. Plusieurs travaux d'identification de ce type de systèmes ont par la suite été menés en vue d'en améliorer le contrôle. Les travaux présentés dans [Makarov 2013, Paine 2014, Cummings 2016] détaillent l'identification, l'estimation et le contrôle d'actionneurs à élasticité en série pour en améliorer le comportement. L'état de l'art concernant le contrôle de ce type d'actionneur est disponible en chapitre 4.

3.3 Muscle artificiel de McKibben

Nous nous intéressons dans un premier temps à un système d'actionnement pneumatique exploitant des muscles artificiels pneumatiques de McKibben dans une configuration agoniste-antagoniste très proche du système musculo-squelettique humain. Le système complet possède deux variables de contrôle par articulation ce qui permet de contrôler à la fois la position (ou le couple articulaire) et l'impédance simultanément pour une génération de mouvements plus avancée.

Nous souhaitons dans un premier temps modéliser les muscles artificiels puis le système complet en vue de son contrôle.

3.3.1 Modélisation

La modélisation de ce type d'actionneur implique la considération de nombreux phénomènes physiques statiques et dynamiques. Parmi ces phénomènes, on trouve :

- changement de forme : en se gonflant, la membrane passe d'une forme cylindrique à une forme constituée de deux cônes. (voir fig. 3.10)
- flexibilité de la membrane
- frottements générés par le tressage de la membrane
- phénomènes fluidiques liés à la contraction du muscle

La prise en compte de ces différents phénomènes nécessite de faire un compromis entre la précision du modèle et le temps de calcul qui sera nécessaire à son



FIGURE 3.10 – Muscle artificiel de McKibben (PPAM 3.0) conçu par la Vrije Universiteit Brussel. On observe le muscle artificiel à différents niveaux de gonflage, on peut alors apprécier le changement de forme lié au gonflage de l'actionneur.

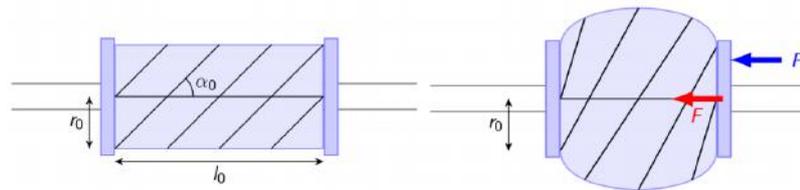


FIGURE 3.11 – Schéma d'un muscle artificiel de McKibben. Les paramètres géométriques du système sont détaillés avec : l_0 la longueur à vide, r_0 le rayon du muscle et α_0 l'angle de tressage de la membrane

contrôle. En effet, un modèle simple permettra un contrôle à fréquence plus élevée du contrôleur sélectionné, mais représentera le système avec une précision limitée. En revanche un modèle complexe, représentera plus fidèlement la dynamique du système, mais les paramètres seront difficiles à estimer et contrôler le système à une cadence élevée sera moins évident. Le système peut être séparé en trois parties pouvant être modélisées séparément, on considère alors d'abord le muscle artificiel, puis le système de génération de pression et enfin l'intégration du muscle artificiel à la structure polyarticulée du robot.

3.3.1.1 Muscle artificiel

Le modèle utilisé est issu des travaux de thèse de Ganesh Kumar au sein de l'équipe GEPETTO du LAAS-CNRS, sous l'encadrement de Bertrand Tondu [Das 2016c]. La relation décrivant le comportement du muscle artificiel relie la pression qui lui est injectée à la force qu'il applique avec sa contraction. Les détails sont explicités en Fig .3.11.

La relation décrivant le comportement du muscle artificiel de McKibben est détaillée ci-dessous, où F représente la force et P la pression dans la chambre.

$$F(\varepsilon, P) = (\pi r_0^2)P[a(1 - k\varepsilon)^2 - b] \quad (3.1)$$

Avec :

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \frac{l_0 - l}{l_0} \\ a &= \frac{3}{\tan^2(\alpha_0)} \\ b &= \frac{1}{\sin^2(\alpha_0)} \end{aligned}$$

Où l_0 , r_0 et α_0 sont les paramètres géométriques du muscle artificiel, l sa longueur actuelle et ε le rapport de contraction. Le paramètre k est réglé empiriquement afin de tenir compte du changement de forme du système lors de sa contraction (passage d'une forme cylindrique à une forme conique aux extrémités du muscle). Ce modèle, explicité dans [Tondu 2012] correspond au modèle d'un muscle artificiel de McKibben idéal. Les frottements (secs et visqueux) intervenant au sein du tissage de la chambre sont ici considérés comme négligeables et ne seront pas explicités dans le modèle.

3.3.1.2 Système de génération de pression

Dans un premier temps, une pompe génère une pression commune élevée, ce sont ensuite des convertisseurs courant/pression qui se chargent d'envoyer la pression souhaitée à chaque muscle artificiel. La pompe est considérée comme une source parfaite de pression, en revanche les convertisseurs courant/pression ont une dynamique propre qu'il est nécessaire de modéliser pour contrôler efficacement le système. Notre choix s'est porté vers un modèle linéaire du second ordre simple et capturant suffisamment fidèlement la dynamique du convertisseur.

$$\ddot{p} + 2\omega_n \dot{p} + \omega_n^2 p = \omega_n^2 p_{des} \quad (3.2)$$

$$p_{des} = k_C i_C \quad (3.3)$$

P_{des} représente la pression désirée dans le muscle considéré, k_C est le facteur de conversion courant/pression du générateur de pression et enfin i_C est le courant de consigne à envoyer au générateur afin d'obtenir une pression de référence P_{des} . Le modèle que nous avons choisi d'utiliser est donc un système amorti du second ordre,

avec pour entrée une consigne en courant (proportionnel à la pression désirée) et pour sortie la pression réelle. ω_n correspond à la fréquence propre du système et a été empiriquement estimée sur le système considéré. Cette fréquence propre dépend du volume des muscles artificiels utilisés. En effet, c'est le volume des muscles qui définira le temps nécessaire pour atteindre la pression désirée. On notera qu'un compromis est à trouver ici entre plage de mouvement et fréquence propre. En effet, un muscle ayant besoin d'une large plage de mouvement est plus gros (volume plus élevé) et aura donc un temps de réponse plus faible (fréquence propre plus faible). A contrario, une articulation effectuant des mouvements sur une plage réduite pourra être plus compacte et ainsi gagner également en réactivité. Il est également intéressant de noter que les membranes étant déformables, leurs volumes varient en fonction de la pression qu'elles subissent, entraînant une variation de leur fréquence propre.

3.3.1.3 Architecture agoniste-antagoniste

Les muscles artificiels de McKibben ne sont capables d'appliquer des forces que dans une seule direction (ils peuvent tirer, mais pas pousser). Il est donc nécessaire de les faire fonctionner par paire en architecture agoniste-antagoniste, comme illustré en Fig. 3.12. Ce type d'architecture est inspiré du système musculo-squelettique humain et donc très adapté aux systèmes biomimétiques. Elle a été utilisée dans divers types de réalisations, comme [Martinez-Villalpando 2008, Ariga 2012]. Les deux muscles artificiels sont par conséquent placés de manière antagoniste et reliés grâce à une chaîne non déformable à l'axe de rotation de l'articulation. Pour des raisons de simplicité, on choisit le plus souvent des muscles artificiels identiques pour une même articulation, bien que cela ne soit pas obligatoire. Nous nous limiterons dans ce manuscrit à l'étude du cas symétrique (utilisation de deux muscles identiques).

On peut déduire du schéma Fig. 3.12 la relation suivante :

$$\tau = R[F_1(P_1, \varepsilon_1) - F_2(P_2, \varepsilon_2)] - \tau_f - \tau_{ext} \quad (3.4)$$

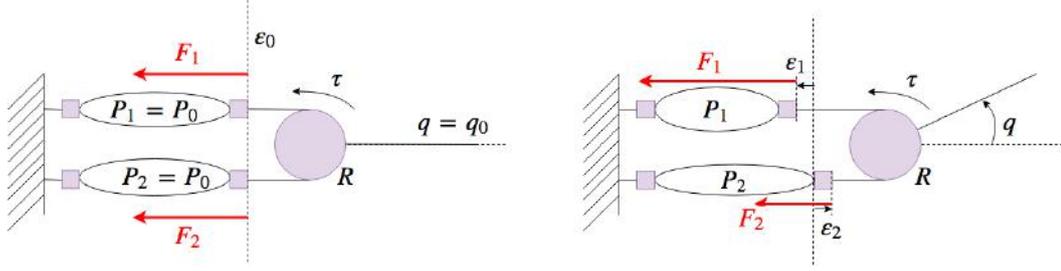


FIGURE 3.12 – Montage agoniste-antagoniste de muscles artificiels de McKibben. R représente le rayon de la poulie. ε_0 , ε_1 et ε_2 sont les rapports de contraction respectivement nominaux, du muscle 1 et du muscle 2. τ est le couple, F_1 et F_2 les forces exercées par les muscles. q représente la position articulaire et enfin P_1 et P_2 les pressions dans chacun des muscles, avec P_0 la pression nominale pour laquelle $q = q_0$.

Avec :

$$F_1(P_1, \varepsilon_1) = (\pi r_0^2) P_1 [a(1 - k\varepsilon_1)^2 - b] \quad (3.5)$$

$$F_2(P_2, \varepsilon_2) = (\pi r_0^2) P_2 [a(1 - k\varepsilon_2)^2 - b] \quad (3.6)$$

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_0 + \frac{Rq}{l_0} \quad (3.7)$$

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_0 - \frac{Rq}{l_0} \quad (3.8)$$

τ_f représente les frottements au sein du mécanisme. Nous ne considérerons dans notre cas que des frottements visqueux au niveau articulaire :

$$\tau_f = f_v \dot{q} \quad (3.9)$$

On considèrera également les relations suivantes :

$$P_1 = P_0 + \Delta P_1 \quad (3.10)$$

$$P_2 = P_0 + \Delta P_2 \quad (3.11)$$

Où P_0 représente la pressions nominale, tandis que ΔP_1 et ΔP_2 sont les variables de commande du système agoniste-antagoniste.

En combinant les équations (3.4) à (3.11) et en négligeant les termes en ε_1^2 et ε_2^2 , on obtient la relation suivante.

$$\tau = K_1(\Delta P_1 - \Delta P_2) - K_2(P_1 + P_2)q - K_3\dot{q} - \tau_{ext} \quad (3.12)$$

Où :

$$K_1 = (\pi r_0^2)R[a(1 - 2k\varepsilon_0) - b]$$

$$K_2 = 2(\pi r_0^2)R^2k\frac{a}{l_0}$$

$$K_3 = f_v$$

La position d'équilibre du système (pour $\dot{q} = 0$) s'exprime alors :

$$q_{eq} = \frac{K_1}{K_2} \frac{\Delta P_1 - \Delta P_2}{P_1 + P_2} \quad (3.13)$$

Le système présente alors deux entrées (ΔP_1 et ΔP_2) et deux sorties (τ et σ), où σ représente l'impédance du mécanisme. Finalement, de manière à être contrôlé en couple, le modèle peut être posé sous la forme :

$$\tau = K_1(\Delta P_1 - \Delta P_2) - K_2(P_1 + P_2)q - K_3\dot{q} - \tau_{ext} \quad (3.14)$$

$$\sigma = \frac{\partial \tau}{\partial q} = K_2(P_1 + P_2) \quad (3.15)$$

On remarque alors que la raideur du système peut être réglée grâce à la somme $P_1 + P_2$ de manière indépendante. La position de l'actionneur variera alors grâce à la différence $\Delta P_1 - \Delta P_2$.

Ces actionneurs ont ensuite été utilisés pour actionner un bras pneumatique à 7 degrés de liberté, dont le modèle sera détaillé dans la suite.

3.3.1.4 Bras manipulateur 7 degrés de liberté

Les muscles artificiels de McKibben montés en architecture agoniste-antagoniste ont ensuite été intégrés au sein d'un bras manipulateur à 7 degrés de liberté. Le modèle utilisé pour décrire ce système est celui d'un système polyarticulé classique dont on peut découpler la dynamique générale de la dynamique des actionneurs. La dynamique du système polyarticulé est alors représentée par :

$$M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q}) + G(q) = \tau(q, P) \quad (3.16)$$

$$\ddot{P} + 2C_P\dot{P} + G_PP = G_PP_{des} \quad (3.17)$$

Où les différents termes représentent :

- q, \dot{q} : Positions et vitesses angulaires des articulations, respectivement
- P : Pressions dans les chambres de chacun des muscles de McKibben
- $M(q)$: Matrice des inerties
- $C(q, \dot{q})$: Termes des forces de Coriolis et centrifuges
- $G(q)$: Termes des forces de gravité
- $\tau(q, P)$: Couples exercés par les actionneurs de McKibben montés en agoniste-antagoniste
- C_P, G_P : Coefficients décrivant la dynamique des systèmes de génération de pression
- P_{des} : Pression désirée

L'équation (3.16) représente la dynamique du système polyarticulé, $\tau(q, P)$ représente les couples exercés par les muscles artificiels en configuration agoniste-antagoniste et décrits par l'équation (3.14). Enfin, l'équation (3.17) représente la dynamique des systèmes de génération de pression attachés à chaque muscle artificiel. Chaque actionneur étant formé de deux muscles de McKibben, on a alors :

$$\begin{aligned} q, \dot{q}, \ddot{q} &\in \mathbb{R}^N \\ P &\in \mathbb{R}^{2N} \\ \tau(q, P) &: (\mathbb{R}^N, \mathbb{R}^{2N}) \rightarrow \mathbb{R}^N \end{aligned}$$

3.4 Actionneur à câble

Le deuxième système d'actionnement étudié dans le cadre de cette thèse est un actionneur électrique à câble. La construction de cet actionneur se base sur le brevet [Garrec 2006] dont le design a été adapté pour robot humanoïde Roméo. Cet actionneur a été pensé pour répondre aux besoins des exosquelettes, à savoir un encombrement réduit, un poids faible, une grande transparence et un rapport de réduction élevé (50-200). De plus, il est très transparent, ce qui permet d'obtenir une bonne estimation du couple articulaire à partir du courant dans le moteur. Le câble introduisant une flexibilité, il est aussi possible de mesurer la déflexion de celle-ci pour estimer le couple articulaire. L'existence de cette flexibilité permet de "lisser" les contacts avec l'environnement et ainsi éviter au robot les effets de rebonds et de glissement. En revanche, équipé de cette flexibilité, le système réagit comme un actionneur à élasticité en série (Série Elastic Actuator, SEA), et il est nécessaire de prendre en compte cette spécificité lors du contrôle afin d'éviter des phénomènes d'instabilité.

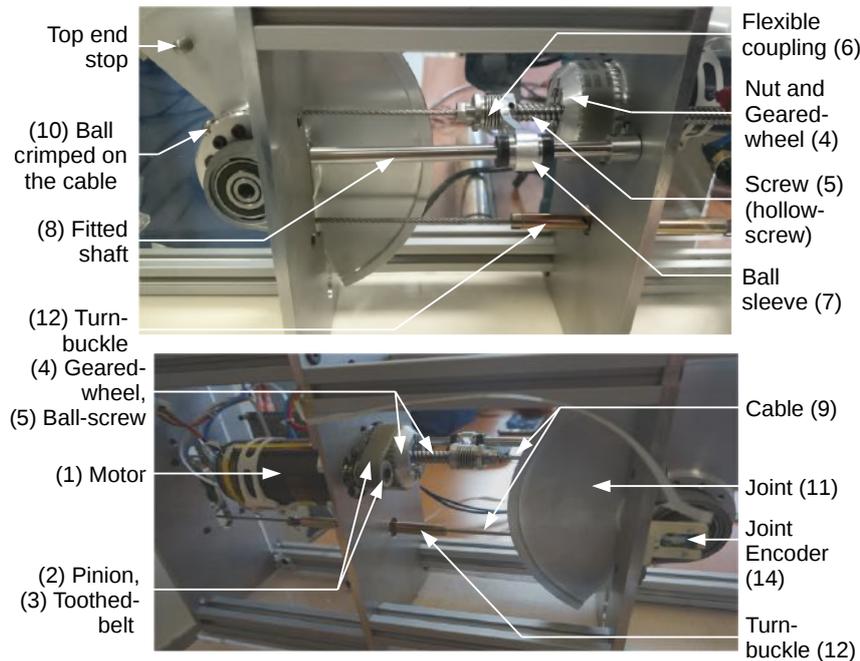


FIGURE 3.13 – Actionneur à câble du robot humanoïde Roméo, instrumenté sur un banc de test fourni par Softbank Robotics

3.4.1 Description mécanique du système

Le design original de l'actionneur est détaillée dans [Garrec 2006]. Nous allons toutefois expliciter le montage particulier réalisé dans le cadre du robot humanoïde Roméo. La description mécanique a été facilitée par le montage de l'actionneur sur un banc de test fourni par Softbank Robotics visible en Fig. 3.13.

En Fig. 3.14, un schéma du système permet une meilleure lisibilité de ces mêmes informations.

L'actionneur est composé d'un moteur électrique fixé à une vis à billes qui est guidée le long d'un axe fixe, mais peut tourner librement à l'intérieur de l'écrou. La sortie de la vis est reliée à deux câbles qui peuvent tirer l'articulation dans les deux sens de rotation. Le moteur ((#1)) dans la Fig. 3.14 est fixé sur la base, un pignon ((#2)) est monté sur son arbre. Le pignon entraîne une courroie dentée ((#3)) via une roue dentée ((#4)). Cette pièce est elle-même fixée à l'écrou de la vis à billes ((#5)). La vis est le composant principal permettant le choix du compromis entre un rapport de réduction élevé (environ 100) et une grande réversibilité. Elle augmente également la compacité du système. Afin d'éviter la rotation de la vis autour de son axe principal de rotation et de s'assurer qu'elle effectue un mouvement de translation, un accouplement flexible est ajouté ((#6))((#7)) entre la vis et un arbre fixe ((#8)). Il est à noter que ce n'est pas cette élasticité qui nous intéressera

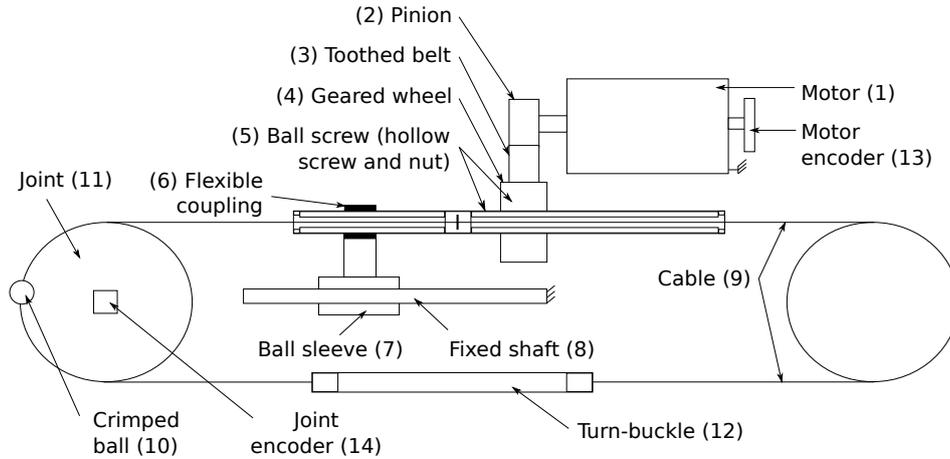


FIGURE 3.14 – Schéma descriptif des éléments constitutifs de l'actionneur et de leur montage

dans la suite de cette étude. Le câble ((#9)) est la partie principale du système, introduisant la flexibilité qui apporte des propriétés intéressantes, mais elle rend le contrôle plus complexe. La partie avant du câble est reliée à l'articulation grâce à une bille sertie ((#10)). Le câble est ensuite acheminé vers un ridoir ((#12)). La partie arrière du câble est attachée au ridoir en passant d'abord par une poulie. Le ridoir sert à fixer le câble ainsi qu'à lui appliquer une précharge, ayant pour rôle de garder le câble tendu dans toute la plage de fonctionnement de l'actionneur.

Certains points de cette description mécanique méritent désormais d'être détaillés davantage tant leur impact est important sur la dynamique du système.

Frottements cycliques

Tout d'abord, l'accouplement flexible ((#6)) permet le guidage de la vis afin d'éviter que celle-ci ne puisse tourner sur elle-même. Bien que nécessaire, ce montage génère des contraintes sur la vis en l'empêchant d'osciller librement comme cela est prévu dans le brevet initial [Garrec 2006]. On peut s'attendre à ce que ce phénomène se répercute par des frottements cycliques dépendant de la position articulaire du mécanisme.

Dynamiques distinctes

On peut également remarquer sur le schéma en Fig. 3.14 que le câble se compose en réalité de deux parties de longueurs inégales. On peut alors prévoir que le système montrera une élasticité variable en fonction du signe du couple mis en jeu et s'articulera donc autour de deux dynamiques distinctes.

Frottements

Dans le but de conserver une raideur de câble constante sur une large bande de force, le câble est fortement précontraint. On peut alors s'attendre à ce que les frottements soient conséquents, les frottements étant proportionnels à la précharge appliquée au câble.

Capteurs

L'actionneur est équipé de deux capteurs de position angulaire (encodeurs magnétiques) situés de part et d'autre du câble (un sur l'arbre moteur, l'autre sur l'arbre de la poulie articulaire). Ce positionnement permet de mesurer la déflexion du câble, image du couple généré par l'actionneur, mais est dépendante d'une bonne estimation du rapport de réduction et de la raideur du système. Il est également possible de mesurer le courant moteur, permettant une meilleure estimation du couple articulaire grâce à la grande réversibilité de l'actionneur.

3.4.2 Modélisation de l'actionneur

Compte tenu de la description mécanique donnée précédemment, voici les hypothèses que nous avons considérées pour construire notre modèle :

- **[H1]** Le moteur à courant continu est considéré comme une source idéale de couple (le moteur est commandé en courant, image du couple si l'on néglige les pertes).
- **[H2]** L'ensemble des flexibilités seront modélisées par un unique ressort de torsion linéaire à raideur constante.

L'actionneur se résume alors à un système à deux inerties reliées par un ressort, comme illustré dans la Fig. 3.15. La première inertie est entraînée par le moteur tandis que la seconde représente l'inertie articulaire qui est en interaction avec l'environnement. Des frottements sont considérés à ces deux niveaux (moteur et articulaire) et viennent toujours s'opposer au mouvement.

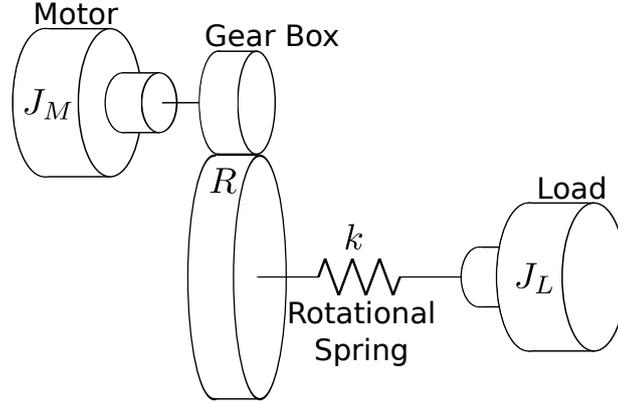


FIGURE 3.15 – Schéma descriptif des éléments constitutifs de l'actionneur et de leur montage

3.4.2.1 Notations

Les notations suivantes seront utilisées pour décrire le modèle de l'actionneur :

- J_M, J_L : Inerties moteur et articulaire (kgm^2)
- θ_M, θ_L : Positions angulaires moteur et articulaire (rad)
- $\dot{\theta}_M, \dot{\theta}_L$: Vitesses angulaires moteur et articulaire (rad)
- $\ddot{\theta}_M, \ddot{\theta}_L$: Accélérations angulaires moteur et articulaire (rad)
- k : Raideur du système ($\frac{Nm}{rad}$)
- R : Rapport de transmission
- τ, τ_{ext} : Couples articulaire et extérieur (qui s'applique sur le système) (Nm)
- i_M : Courant moteur
- τ_{FM}, τ_{FL} : Couples de frottements coté moteur et articulaire

3.4.2.2 Formalisme de Lagrange

En utilisant le formalisme de Lagrange, on développe le modèle suivant décrivant un actionneur à élasticité en série (SEA) classique.

$$J_M \ddot{\theta}_M = K_T i_M - \frac{k}{R} \left(\frac{\theta_M}{R} - q \right) - \tau_{FM}(\theta_M, \dot{\theta}_M) \quad (3.18a)$$

$$J_L \ddot{q} = \tau_{ext} + k \left(\frac{\theta_M}{R} - q \right) - \tau_{FL}(\theta_L, \dot{\theta}_L) \quad (3.18b)$$

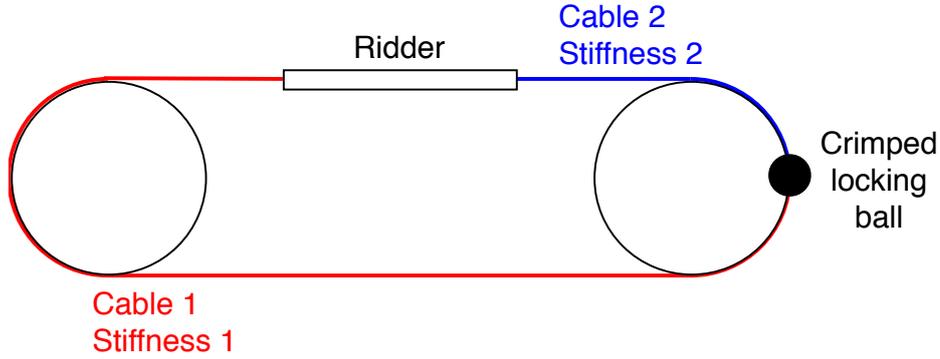


FIGURE 3.16 – Schéma détaillant le caractère variable de la raideur du système en fonction du signe du couple

Frottements

Les frottements restent à spécifier dans ce modèle. Si l'on souhaite garder un modèle linéaire, on peut ne considérer que des frottements visqueux, on a alors :

$$\tau_{FM} = d_M \dot{\theta}_M \quad (3.19a)$$

$$\tau_{FL} = d_L \dot{\theta}_L \quad (3.19b)$$

Un modèle plus précis, mais non linéaire permettrait de prendre en compte également des frottements secs (Coulomb) :

$$\tau_{FM} = d_M \dot{\theta}_M + C_{FM} \text{sign}(\dot{\theta}_M) \quad (3.20a)$$

$$\tau_{FL} = d_L \dot{\theta}_L + C_{FL} \text{sign}(\dot{\theta}_L) \quad (3.20b)$$

Finalement, compte tenu de la description mécanique explicitée précédemment, nous pouvons prendre en compte également les frottements cycliques liés au montage du mécanisme.

$$\tau_{FM} = d_M \dot{\theta}_M + C_{FM} \text{sign}(\dot{\theta}_M) \quad (3.21a)$$

$$\tau_{FL} = d_L \dot{\theta}_L + C_{FL} \text{sign}(\dot{\theta}_L) + f_C(\theta_L) \quad (3.21b)$$

Élasticité

Enfin nous avons décidé de négliger un phénomène. Le câble étant formé de deux parties de longueurs différentes (voir Fig. 3.16), la raideur du système est dépendante du signe du couple total.

On a alors :

$$\begin{cases} k = k_1 & \text{si } \ddot{\theta}_L > 0 \\ k = k_2 & \text{si } \ddot{\theta}_L < 0 \end{cases} \quad (3.22)$$

3.4.2.3 Formalisme d'état

On peut désormais poser le modèle sous forme d'un modèle d'état, dans le but d'être utilisé ultérieurement.

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \theta_L \\ \tau \\ \dot{\theta}_L \\ \dot{\theta}_M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_L \\ k(\dot{\theta}_L - \frac{\dot{\theta}_M}{N}) \\ \tau_{ext} + k(\frac{\theta_M}{R} - q) - \tau_{FL}(\theta_L, \dot{\theta}_L) \\ \frac{K_T}{J_M} i_M - \frac{k}{R}(\frac{\theta_M}{R} - q) - \tau_{FM}(\theta_M, \dot{\theta}_M) \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

3.4.2.4 Schéma bloc

La version linéaire du modèle peut être posé sous forme de schéma bloc (Fig. 3.17). Cette formulation pourra nous permettre par exemple d'étudier la stabilité au sens automatique du terme.

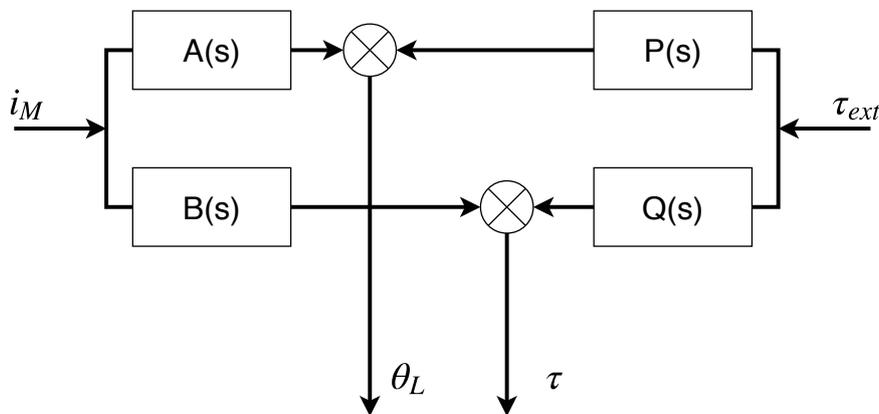


FIGURE 3.17 – Schéma bloc décrivant l'actionneur à câble

avec

$$A(s) = \frac{NK_T k}{D(s)} \quad (3.24)$$

$$B(s) = \frac{NJ_L K_T k s^2 + N f_{VL} K_T k s}{D(s)} \quad (3.25)$$

$$P(s) = \frac{N^2 J_M s^2 + N^2 f_{VM} s + k}{D(s)} \quad (3.26)$$

$$Q(s) = \frac{-N^2 J_M k s^2 - N^2 f_{VM} k s}{D(s)} \quad (3.27)$$

$$D(s) = N J_M J_L s^4 + (N^2 J_M f_{VL} + N^2 f_{VM} J_L) s^3 + (k J_L + N^2 f_{VM} f_{VL} + N^2 J_M k) s^2 + (k f_{VL} + N^2 f_{VM} k) s \quad (3.28)$$

3.5 Conclusion - Discussion

Les deux systèmes d'actionnement présentés possèdent des qualités intéressantes de souplesse pour envisager des mouvements compliants. L'actionneur agoniste-antagoniste pneumatique paraît très adapté pour l'étude de mouvements biomimétiques tandis que l'actionneur à câble, grâce à sa transparence, semble très adapté pour une utilisation dans le cadre d'exosquelettes et de robots humanoïdes d'interaction. Ces deux actionneurs semblent en revanche inadaptés pour une intégration dans des systèmes visant une grande précision de positionnement (bras manipulateurs industriels). En effet, la souplesse inhérente à leur construction rend le positionnement avec précision d'un effecteur terminal problématique. Les modèles proposés pour décrire ces deux systèmes représentent fidèlement leur dynamique bien qu'ils pourraient être améliorés. Dans les deux cas, nous avons préféré garder un modèle simple en négligeant des phénomènes physiques dont la modélisation et l'identification sont complexes. Ce choix a été fait en prévision de l'architecture de contrôle utilisée. Celle-ci étant "basée modèle", nous avons préféré garder un modèle simple afin d'obtenir une fréquence de contrôle élevée. Nous avons ainsi fait l'hypothèse qu'un contrôle suffisamment rapide serait suffisant pour obtenir un fonctionnement efficace du système complet. En effet, plus le modèle peut être évalué fréquemment et moins l'état du système réel et du modèle ont le temps de diverger l'un de l'autre. Nous verrons dans la suite de ce manuscrit que cette hypothèse s'est révélée exacte lors du contrôle de l'actionneur.

Contrôle local d'actionneurs pour la robotique humanoïde

Sommaire

4.1	Introduction	54
4.2	État de l'art	55
4.2.1	Contrôle des muscles artificiels pneumatiques	55
4.2.2	Contrôle des actionneurs flexibles	56
4.3	Programmation Dynamique Différentielle	57
4.4	Contrôle d'un actionneur pneumatique	62
4.4.1	Architecture de contrôle	62
4.4.2	Expériences	63
4.4.2.1	Réponse indicielle	64
4.4.2.2	Suivi de trajectoires	64
4.4.2.3	Contrôle en position de l'effecteur terminal	67
4.4.2.4	Mouvements explosifs	69
4.4.3	Conclusion	72
4.5	Contrôle d'un actionneur à câble	74
4.5.1	Architecture de contrôle	76
4.5.2	Estimation des paramètres du modèle	79
4.5.3	Difficultés	80
4.5.3.1	Logiciel	80
4.5.3.2	Capteurs	81
4.5.3.3	Mécanique	82
4.5.4	Expériences	83
4.5.4.1	Estimation du couple articulaire à partir des mesures de position	83
4.5.4.2	Contrôle en position	85
4.5.4.3	Suivi de trajectoires en position	85
4.5.4.4	Contrôle en couple articulaire	87
4.5.5	Conclusion	87
4.6	Conclusion - Discussion	90

4.1 Introduction

Les algorithmes de génération de trajectoires articulaires “corps complet” ne tiennent pas compte le plus souvent de la dynamique du système d'actionnement. De plus, les contrôleurs d'actionneurs sont souvent prévus pour recevoir un seul type de commandes (position, vitesse, couple). Or, il pourrait être intéressant d'exécuter un contrôle en position pour certaines tâches demandant une grande précision dans le positionnement et un contrôle en force pour d'autres tâches demandant plus de souplesse. Idéalement, on souhaite pouvoir contrôler au choix certaines articulations en couple et d'autres en position (ex. les jambes en couple pour gérer l'équilibre et le haut du corps en position pour des tâches de saisie d'objet). Notre approche consiste alors à ajouter une couche d'abstraction entre les générateurs de trajectoires “corps complet” et le système d'actionnement afin de conserver la généralité des solveurs “corps complet” tout en s'assurant du bon suivi des trajectoires articulaires. Nos critères dans le choix de l'architecture de contrôle sont les suivants :

- Elle doit être générique au type d'actionneur afin de pouvoir être adaptée le plus aisément possible à différents actionneurs.
- De la même manière, elle doit être générique au type de contrôle souhaité. On souhaite pouvoir passer d'un type de contrôle à l'autre sans changer d'architecture.
- Une architecture basée sur un solveur travaillant sur un horizon temporel serait un plus pour contrôler des systèmes ayant une dynamique lente et des risques d'instabilité (actionneur à élasticité en série).
- Une architecture capable de traiter des systèmes non linéaires serait également un avantage pour contrôler les systèmes présentés précédemment.

Notre choix s'est porté sur un solveur de programmation dynamique différentielle intégré dans une structure de contrôle prédictif (voir chapitre 2) pour plusieurs raisons :

- Ce solveur travaille sur un horizon temporel, ce qui permet de l'utiliser dans une approche de contrôle prédictif (model predictive control - MPC).
- Il génère des gains pour un éventuel correcteur qui permet de compenser les erreurs de modélisation du système.
- L'algorithme étant simple, il génère les variables de contrôle à une cadence élevée.
- Le solveur résout un problème se basant sur une fonction. Cette fonction peut permettre de prendre de nombreux critères en considération (ex. empêcher le système d'entrer en butée articulaire).
- Une modification simple de l'algorithme permet de borner les variables de

commande.

Un solveur de Programmation Dynamique Différentielle (differential dynamic programming - DDP) paraît ainsi parfaitement approprié. Les détails de cet algorithme sont donnés en section 4.3. Nous testerons cette architecture de contrôle sur les deux systèmes d'actionnement étudiés dans le chapitre précédent afin de valider son bon fonctionnement.

4.2 État de l'art

Le contrôle du système d'actionnement en robotique humanoïde est crucial tant les erreurs en position ou couple articulaire, même faibles, peuvent se traduire par une perte d'équilibre du robot. Le contrôle en position articulaire des systèmes d'actionnement les plus classiques (moteurs électriques et réducteurs à ondes de déformation) exploite des architectures très habituelles et documentées issues de la théorie du contrôle. Ces méthodes de commandes par retour d'état permettent de contrôler efficacement ce type de systèmes. En revanche, le contrôle de ces mécanismes en couple articulaire ou le contrôle de mécanismes plus complexes tels que ceux présentés en chapitre 3 nécessitent des techniques de commande plus avancées. Nous proposons de faire un bref état de l'art des techniques actuellement développées pour le contrôle articulaire des robots humanoïdes. En particulier nous focaliserons cet état de l'art sur le contrôle des 2 actionneurs présentés précédemment.

4.2.1 Contrôle des muscles artificiels pneumatiques

Les muscles artificiels pneumatiques sont presque exclusivement montés en architecture agoniste-antagoniste. De cette façon, il est possible de contrôler parallèlement la position ou le couple articulaire ainsi que l'impédance de l'actionneur. C'est ainsi la somme des pressions injectées dans les chambres qui définit l'impédance de l'articulation et leur différence qui impose la position ou le couple articulaire, selon le type de contrôle choisi. Cela se paie au prix d'un système possédant 2 entrées de contrôle par degré de liberté. Les premières implémentations de ce type de système utilisaient des techniques de commande par retour d'état exploitant des correcteurs PID [Caldwell 1995]. Désormais, les travaux actuels visent à modéliser le plus fidèlement possible ces actionneurs afin de générer des consignes prédictives adaptées à leur contrôle, tout en gardant également un contrôle par retour d'état pour pallier les erreurs de modélisation [Nakamura 2007]. Des techniques utilisant des réseaux de neurones ont également permis de développer des architectures de contrôle à réglage automatique des gains pour ce type d'actionneurs [Thanh 2006, Yamada 1992].

4.2.2 Contrôle des actionneurs flexibles

Le contrôle en position articulaire de ce type d'actionneur est problématique puisque la présence d'une flexibilité peut mener à un système instable si les gains des correcteurs par retour d'état sont trop élevés. Cependant, des gains trop faibles de ces correcteurs résultent en un contrôle moins précis. Il faut alors trouver un compromis entre précision et stabilité. Cela est d'autant plus vrai à mesure que la raideur articulaire est faible. Le contrôle en couple articulaire de ce type de système est comparable à un contrôle en position articulaire puisqu'il revient à contrôler la déflexion d'un ressort et donc l'écart en position de part et d'autre de ce ressort. Les mêmes difficultés s'appliquent alors pour cette technique. Les recherches actuelles dans ce domaine visent à proposer de nouvelles architectures de contrôle adaptées à ces systèmes. Lorsque les particularités de l'actionnement ne concernent que la présence de flexibilités articulaires, il est possible de le prendre en compte directement dans le modèle corps complet du robot, puis de contrôler les actionneurs avant leurs flexibilités. Cela nécessite la considération des dérivées du modèle du robot à des ordres supérieurs. Ce type de travaux est présenté dans [Buondonno 2015, Buondonno 2016]. Un inconvénient de cette approche est de ne pouvoir considérer que des flexibilités articulaires et non les autres phénomènes physiques qui interviennent au sein des actionneurs. L'équipe du CEA-List à l'origine de l'actionneur à câble étudié a développé différentes architectures permettant de contrôler cet actionneur efficacement. La synthèse de ces structures de contrôle est réalisée par synthèse H_∞ dans [Abroug 2014b, Abroug 2014a]. D'autres stratégies de contrôle ont également été utilisées pour cet actionneur mais dans le cadre de réalisation d'exosquelettes [Huynh 2016]. Dans ce cas, le but du contrôleur est d'estimer la force appliquée par l'utilisateur sur l'actionneur afin de l'aider dans son mouvement.

Le robot humanoïde Valkyrie de la NASA est également équipé d'actionneurs à élasticité en série, leur contrôle est exposé dans [Paine 2015, Mehling 2015]. Parmi ces stratégies de contrôle, on trouve enfin l'implémentation d'un contrôleur en impédance et d'un observateur de perturbation qui donnent des résultats intéressants sur ce type de systèmes. Le DLR a également étudié le contrôle de ce type d'actionneur [Albu-Schäffer 2007b], notamment pour une utilisation sur les bras manipulateurs qu'ils ont développés (LightWeight Robots - LWR).

Le robot ICub, humanoïde de petite taille est également équipé d'actionneurs similaires. Plusieurs travaux ont été menés afin de les contrôler efficacement. Un des points forts des architectures proposés est la possibilité de contrôler activement de manière logicielle l'impédance du système d'actionnement [Tsagarakis 2009, Laffranchi 2014]. Un cas plus général de l'actionneur à élasticité

en série est l'actionneur à raideur variable (Variable Stiffness Impédance, VSA). Il s'agit d'actionneurs semblables, mais dont la raideur articulaire est réglable, ce qui offre la possibilité d'obtenir un comportement souple du robot lors des phases à grande vitesse et un comportement plus rigide pour des phases demandant davantage de précision. Des travaux proposant des architectures de contrôle similaires à celle proposée dans cette thèse visent à contrôler ces actionneurs [Sardellitti 2013, Misgeld 2017, Geoffroy 2014].

4.3 Programmation Dynamique Différentielle

La Programmation Dynamique Différentielle (DDP) est une méthode issue de la théorie du contrôle optimal de type “single shooting”. Cette méthode a pour avantage d'être très rapide en résolvant des problèmes épars. En revanche, cette approche ne permet pas de gérer des contraintes complexes comme c'est le cas avec d'autres types de solveurs de contrôle optimal. Ce compromis convient parfaitement à notre problème, pour lequel nous souhaitons un rafraîchissement du contrôle le plus rapide possible. Cet algorithme ne nous permet pas de traiter des contraintes directement, mais il nous est tout de même possible d'ajouter des termes dans la fonction coût afin de tenter de satisfaire les contraintes souhaitées. Nous détaillerons dans un premier temps les bases du DDP, nécessaire à la compréhension de l'architecture de contrôle développée. Ensuite, nous expliciterons l'architecture de contrôle générique se basant sur ce solveur. Finalement nous présenterons les implémentations spécifiques de cette architecture visant à contrôler les deux actionneurs présentés dans le chapitre précédent.

Tout d'abord, considérons un système dynamique dont le modèle est donné par l'équation (4.1).

$$\mathbf{x}_{i+1} = f_i(\mathbf{x}_i, \mathbf{u}_i) \quad (4.1)$$

Où \mathbf{x}_i représente l'état du système à l'instant i (position, vitesse, couple ...) et \mathbf{u}_i la commande appliquée au système à ce même instant (courant, couple, pression, tension ...). Ce modèle peut être non linéaire et varier avec le temps.

Posons alors un coût \mathbf{J} , qu'on cherchera à minimiser sur un horizon T .

$$J(\mathbf{U}|\mathbf{x}_0) = \sum_{i=0}^{T-1} c_i(\mathbf{x}_i, \mathbf{u}_i) + c_T(\mathbf{x}_T) \quad (4.2)$$

Avec $X = \{\mathbf{x}_0, \mathbf{x}_1, \dots, \mathbf{x}_T\}$ et $U = \{\mathbf{u}_0, \mathbf{u}_1, \dots, \mathbf{u}_{T-1}\}$, respectivement les séquences d'états pris par le système et de commandes appliquées au cours de l'horizon T . \mathbf{x}_0 représente l'état initial du système au début de l'horizon, cet état est estimé grâce

aux divers capteurs. Notons que la connaissance de $U = \{\mathbf{u}_0, \mathbf{u}_1, \dots, \mathbf{u}_{T-1}\}$ et \mathbf{x}_0 est suffisante pour connaître l'ensemble des états pris par le système au cours de l'horizon grâce à (4.1).

La résolution du problème de contrôle optimal revient alors à trouver la séquence \mathbf{U} qui minimise le coût \mathbf{J} sur l'horizon T , en partant de l'état initial \mathbf{x}_0 .

Dans cette optique, nous introduisons la fonction "cost-to-go", le coût partiel de i à T :

$$J_i(\mathbf{U}_i | \mathbf{x}_i) = \sum_{j=i}^{T-1} c_j(\mathbf{x}_j, \mathbf{u}_j) + c_T(\mathbf{x}_T) \quad (4.3)$$

Avec $\mathbf{U}_i = \{\mathbf{u}_i, \mathbf{u}_{i+1}, \dots, \mathbf{u}_{T-1}\}$. La fonction valeur, optimum de la fonction "cost-to-go" est alors donnée par :

$$V(\mathbf{x}_0, i) = \min_{\mathbf{U}_i} J_i(\mathbf{x}_0, \mathbf{U}_i) \quad (4.4)$$

$$V(\mathbf{x}_0, T) = c_T(\mathbf{x}_T) \quad (4.5)$$

Le principe de la programmation dynamique (dynamic programming) de Bellman nous indique que minimiser le coût en choisissant la séquence optimale de commandes peut se faire en calculant l'une après l'autre chaque commande de la séquence, par rétro propagation. On a ainsi l'équation de Bellman :

$$V(\mathbf{x}_i, i) = \min_{\mathbf{u}_i} [c_i(\mathbf{x}_i, \mathbf{u}_i) + V(f(\mathbf{x}_i, \mathbf{u}_i), i + 1)] \quad (4.6)$$

Le solveur DDP calcule alors la séquence optimale de commandes \mathbf{U} en résolvant l'équation (4.6) à rebours (de $T-1$ à 0). Dans cette optique, posons Q la variation de $c(\mathbf{x}, \mathbf{u}) + V(f(\mathbf{x}, \mathbf{u}), i + 1)$ autour de (\mathbf{x}, \mathbf{u}) .

$$\begin{aligned} Q(\delta\mathbf{x}, \delta\mathbf{u}) &\equiv c(\mathbf{x} + \delta\mathbf{x}, \mathbf{u} + \delta\mathbf{u}) - c(\mathbf{x}, \mathbf{u}) \\ &\quad + V(f(\mathbf{x} + \delta\mathbf{x}, \mathbf{u} + \delta\mathbf{u}), i + 1) \\ &\quad - V(f(\mathbf{x}, \mathbf{u}), i + 1) \end{aligned} \quad (4.7)$$

En prenant l'approximation de cette grandeur au second ordre, on obtient :

$$Q(\delta\mathbf{x}, \delta\mathbf{u}) \approx \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1 \\ \delta\mathbf{x} \\ \delta\mathbf{u} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} 0 & Q_x^T & Q_u^T \\ Q_x & Q_{xx} & Q_{xu} \\ Q_u & Q_{ux} & Q_{uu} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ \delta\mathbf{x} \\ \delta\mathbf{u} \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

Dans un souci de lisibilité, nous utiliserons des indices pour signifier les dérivations partielles (ex. $f_x = \frac{\partial f(\mathbf{x}, \mathbf{u})}{\partial \mathbf{x}}$). On notera également l'état suivant par $V' \equiv V(i + 1)$.

On a alors :

$$Q_x = c_x + f_x^T V'_x \quad (4.9)$$

$$Q_u = c_u + f_u^T V'_x \quad (4.10)$$

$$Q_{xx} = c_{xx} + f_x^T V'_{xx} f_x + V'_x f_{xx} \quad (4.11)$$

$$Q_{uu} = c_{uu} + f_u^T V'_{xx} f_u + V'_x f_{uu} \quad (4.12)$$

$$Q_{ux} = c_{ux} + f_u^T V'_{xx} f_x + V'_x f_{ux} \quad (4.13)$$

Où le dernier terme des 3 dernières équations représente la contraction tensorielle avec un vecteur. La minimisation de (4.7) par rapport à $\delta \mathbf{u}$ nous donne :

$$\delta \mathbf{u}^* = \arg \min_{\delta \mathbf{u}} Q(\delta \mathbf{x}, \delta \mathbf{u}) = -Q_{uu}^{-1} (Q_u + Q_{ux} \delta \mathbf{x}) \quad (4.14)$$

Cette équation comporte 2 termes :

- Terme direct (feedforward) : $\mathbf{k} = -Q_{uu}^{-1} Q_u$
- Terme de retour (feedback) : $K = -Q_{uu}^{-1} Q_{ux}$

En incorporant ce résultat dans l'équation (4.7), on obtient une approximation quadratique de la fonction valeur à l'instant i .

$$\Delta V(i) = -\frac{1}{2} Q_u Q_{uu}^{-1} Q_u \quad (4.15)$$

$$V_x(i) = Q_x - Q_u Q_{uu}^{-1} Q_{ux} \quad (4.16)$$

$$V_{xx}(i) = Q_{xx} - Q_{ux} Q_{uu}^{-1} Q_{ux} \quad (4.17)$$

$$(4.18)$$

Le calcul des termes (4.9) à (4.18) pour $i = T-1$ à $i = 0$ constitue la phase à rebours (backward phase). Il est alors nécessaire de calculer les modifications introduites sur l'état suite au changement de la séquence de commandes. Pour cela, on intègre l'état du système à partir de l'état initial \mathbf{x}_0 et de la séquence de commandes \mathbf{U} , c'est la phase directe (forward phase), détaillée ci-dessous.

$$\hat{\mathbf{x}}(0) = \mathbf{x}(0) \quad (4.19)$$

$$\hat{\mathbf{u}}(i) = \mathbf{u}(i) + \mathbf{k}(i) + K(i)(\hat{\mathbf{x}}(i) - \mathbf{x}(i)) \quad (4.20)$$

$$\hat{\mathbf{x}}(i+1) = f_i(\hat{\mathbf{x}}(i), \hat{\mathbf{u}}(i)) \quad (4.21)$$

Le solveur itère entre ces 2 phases jusqu'à convergence du résultat (changements négligeables sur \mathbf{U}). Le pseudo-code décrivant l'algorithme est donné dans l'algorithme 1.

Diverses optimisations sont possibles sur cet algorithme afin d'ajouter des fonc-

Algorithm 1 Differential Dynamic Programming Solver

```

1:  $\{initialisation : \}$ 
2:  $\mathbf{U} \leftarrow$  random command sequence
3:  $\mathbf{X} \leftarrow \text{init}(\mathbf{x}_0, \mathbf{U})$ 
4: repeat
5:    $V(T) \leftarrow c_T(\mathbf{x}_T)$ 
6:    $V_x(T) \leftarrow c_{Tx}(\mathbf{x}_T)$ 
7:    $V_{xx}(T) \leftarrow c_{Txx}(\mathbf{x}_T)$ 
8:   for  $i=T-1$  down to 0 do
9:      $Q_x, Q_u, Q_{xx}, Q_u, Q_{ux} \leftarrow$  see equations (4.9) to (4.13)
10:     $\mathbf{k} \leftarrow -Q_{uu}^{-1}Q_u$ 
11:     $K \leftarrow -Q_{uu}^{-1}Q_{ux}$ 
12:     $\Delta V, V_x, V_{xx} \leftarrow$  see equations (4.15) to (4.17)
13:  end for
14:   $\hat{\mathbf{x}}(0) = \mathbf{x}(0)$ 
15:  for  $i=0$  to  $T-1$  do
16:     $\hat{\mathbf{u}}(i) = \mathbf{u}(i) + \mathbf{k}(i) + K(i)(\hat{\mathbf{x}}(i) - \mathbf{x}(i))$ 
17:     $\hat{\mathbf{x}}(i+1) = f_i(\hat{\mathbf{x}}(i), \hat{\mathbf{u}}(i))$ 
18:  end for
19: until convergence

```

tionnalités et d'améliorer le temps de convergence. Parmi ces fonctionnalités on trouve :

Recherche linéaire

Le DDP est un algorithme de type "descente de Newton", la recherche linéaire permet alors d'adapter le pas de descente, afin de converger plus rapidement.

Régularisation

L'algorithme passe par une phase d'inversion de la matrice Q_{uu} qui peut être non inversible dans certains cas (ex. pas de coût sur la commande). La régularisation permet de rendre Q_{uu} inversible si elle ne l'était pas. Il faut alors prendre en compte les impacts de ces changements sur le reste du calcul d'optimisation. [Tassa 2011]

Hiérarchie

L'algorithme original ne permet pas de gérer une hiérarchie stricte dans les fonctions coût. Il est toutefois possible de modifier l'algorithme afin d'obtenir cette fonctionnalité. [Geisert 2017]

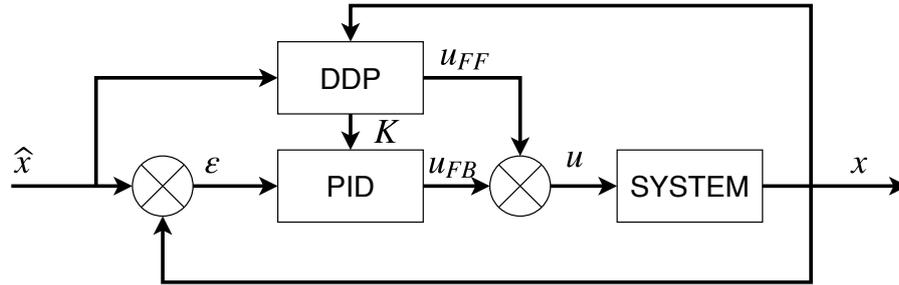


FIGURE 4.1 – Architecture de contrôle générique DDP-compliance

Limitation de la commande

La limitation de la commande est une extension de l'algorithme original permettant de borner la commande par la résolution d'un problème quadratique. [Tassa 2014]

Architecture de contrôle MPC-DDP

L'un des avantages du solveur DDP est qu'il travaille sur un horizon temporel. On peut ainsi l'utiliser dans une architecture de contrôle prédictif (model predictive control : MPC). Le principe est de calculer une trajectoire complète à chaque pas de calcul, mais de n'envoyer au système que la première commande de la séquence, puis de calculer la trajectoire suivante et d'itérer. Cette technique présente divers avantages au prix d'un coût calculatoire plus important :

- La déviation entre le modèle et le système réel est faible puisque le rebouclage est fait très régulièrement.
- La commande est adoucie, même en cas de changements excessifs sur l'état considéré, puisque le solveur travaille sur des trajectoires. C'est également vrai pour les perturbations.

L'architecture de contrôle est présentée en Fig. 4.1. Les sorties générées par le solveur DDP sont les séquences d'état \mathbf{X} et de commande \mathbf{U} ainsi que les gains de retour (feedback) optimaux \mathbf{K} le long de la trajectoire. L'objectif est alors d'exploiter au mieux ces informations pour contrôler le système. Dans cette optique, on utilise le solveur dans une approche de contrôle prédictif. Ainsi à chaque pas de calcul, le solveur met à jour les variables \mathbf{u}_{FF} et \mathbf{K} correspondant à la première commande de la séquence calculée ainsi qu'aux gains de feedback valides pour la trajectoire en cours. La commande générée par le solveur DDP agit comme un feedforward pour le système considéré, tandis que le correcteur, paramétré par les gains fournis par le DDP, agit comme un feedback. En pratique, 2 fréquences de rafraichissement cohabitent au sein de l'architecture de contrôle, l'une très rapide

(plusieurs dizaines de kHz) pour la partie "feedback" et une sensiblement plus lente (de l'ordre du kHz) pour la résolution du DDP et la mise à jour des variables qui en découlent. Idéalement, l'architecture complète pourrait être intégrée au plus proche du contrôle du système afin de gagner en rapidité, mais cette configuration n'a pour l'heure été testée sur aucun système.

L'un des avantages de cette structure de contrôle est sa grande généralité. En effet, elle s'adapte à tout système que l'on est en mesure de modéliser. La fonction coût permet quant à elle de choisir le type de commande considéré (position, vitesse, couple ...). La seule limitation est que pour être contrôlé de la sorte, le système doit pouvoir être contrôlé par une architecture classique à base d'un correcteur PID. Dans le cas contraire, le système ne peut bénéficier de tous les avantages de ce solveur.

Notre implémentation de cet algorithme est disponible sur <https://github.com/stack-of-tasks/ddp-actuator-solver>.

4.4 Contrôle d'un actionneur pneumatique

Dans un premier temps, nous avons testé cette architecture sur un bras manipulateur à 7 degrés de liberté équipé d'actionneurs pneumatiques.

4.4.1 Architecture de contrôle

Le système complet a été modélisé pour contrôler le bras manipulateur pneumatique, c'est-à-dire que le modèle utilisé prend en compte conjointement la dynamique des actionneurs et l'architecture du système polyarticulé. Le modèle représentant le système complet décrit par les équations (3.16),(3.17) et mis sous forme d'un système d'état est présenté ci-dessous.

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} q \\ \dot{q} \\ P \\ \dot{P} \end{bmatrix} = f(x, u) = \begin{bmatrix} \dot{q} \\ M(q)^{-1}(-C(q, \dot{q}) - G(q) + \tau(q, T)) \\ \dot{P} \\ -2C_P \dot{P} - G_P P + G_P u \end{bmatrix} \quad (4.22)$$

Cette formulation du problème est adaptée à un contrôle en position du bras. C'est dans cette optique que nous le contrôlerons, en lui donnant des trajectoires de référence en position angulaire pour chacune des articulations.

Afin que les mouvements soient sûrs pour le bras robotique, il faut s'assurer qu'ils ne dépassent pas ses limites articulaires. Pour cela, nous avons décidé d'utiliser un coût non linéaire sur l'état, permettant de prendre en compte cette contrainte

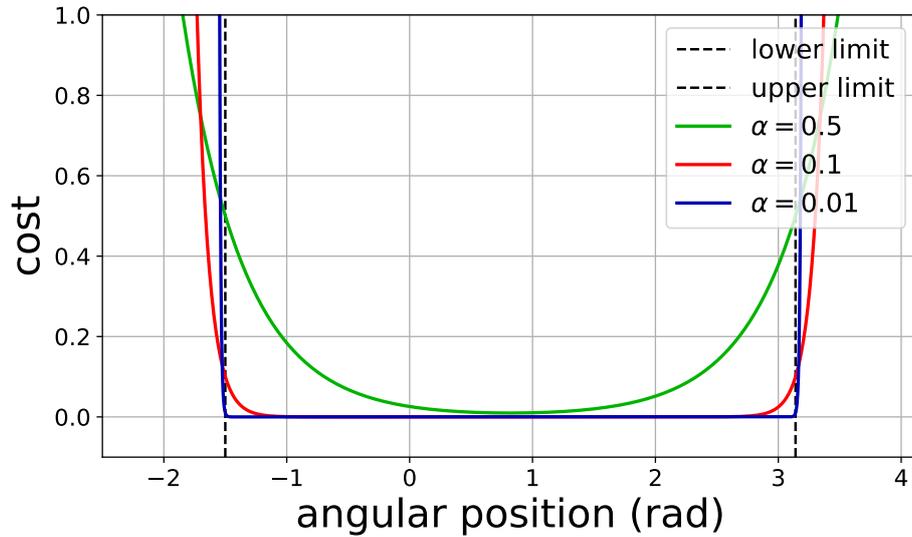


FIGURE 4.2 – Fonction coût choisie pour tenir compte des limites articulaires du bras manipulateur

directement dans la résolution du problème de contrôle optimal. On utilisera le coût suivant dans ce but.

$$c_{lim} = \alpha(\exp^{\frac{1}{\alpha}(x-x_{max})} + \exp^{\frac{1}{\alpha}(x_{min}-x)}) \quad (4.23)$$

Où α est une valeur entre 0 et 1 et permettant de choisir la raideur de la fonction considérée. Un compromis est à choisir entre limite franche et stabilité numérique. La fonction obtenue pour plusieurs valeurs de α est disponible en Fig. 4.2. La variable de commande est également soumise à ce type de contrainte, puisque l'on a $u \in [P_{min}, P_{max}]$. Cette contrainte est gérée directement par le solveur, grâce à la résolution d'un problème quadratique, comme cela est davantage détaillé dans la partie précédente ainsi que dans [Tassa 2014].

Ainsi, c'est l'architecture présentée en Partie 4.3 qui a été utilisée (cf Fig .4.3) et qui s'avère particulièrement adaptée à ce système.

4.4.2 Expériences

Différents scénarios ont été étudiés afin d'apprécier le contrôle réalisé grâce à cette l'architecture. Tout d'abord, la réponse indicielle du système à une commande en échelon de pression a été effectuée afin de valider le modèle utilisé. Ensuite un suivi de trajectoire en position articulaire sur deux articulations du bras manipulateur a été mené (voir Fig. 4.4). Enfin, nous nous sommes intéressés à la génération de

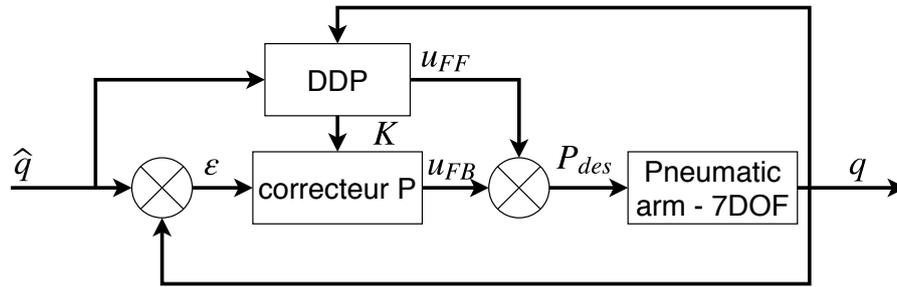


FIGURE 4.3 – Architecture de contrôle du bras manipulateur pneumatique basée sur notre architecture générique MPC-DDP

mouvements pour l'effecteur terminal du bras, d'abord par un contrôle en position puis sur des mouvements explosifs.

4.4.2.1 Réponse indicielle

Nous avons dans un premier temps soumis l'actionneur (2 muscles artificiels en configuration agoniste-antagoniste) à un échelon de pression (2 bars) afin de valider le modèle utilisé. Le résultat est visible en Fig. 4.5. Comme on peut le voir, le modèle représente très fidèlement la dynamique du système réel sur ce type d'excitations.

4.4.2.2 Suivi de trajectoires

Nous avons ensuite cherché à suivre des trajectoires simples afin de valider le bon fonctionnement de l'architecture de contrôle. Les mouvements se limitent toujours à 2 articulations (voir Fig. 4.4).

Trapèze

Le premier suivi de trajectoire correspond à une référence en trapèze de position articulaire (sur le coude) avec une amplitude de 45° . Le résultat est exposé en Fig. 4.6. Comme on peut l'observer, le suivi est bon, l'erreur entre la référence et la position réelle étant plus importante lors des phases d'accélération et de freinage.

Sinusoïde

Le même type d'expérience a été réalisé avec une référence en sinus de position articulaire avec 40° d'amplitude. Ce type de référence est plus doux et on peut donc s'attendre à un meilleur suivi que pour le trapèze. Les résultats sont visibles en Fig. 4.7. On peut y observer un suivi de trajectoire de très bonne qualité, plus précis que pour un suivi de trapèze. Le mouvement étant moins dynamique et à une

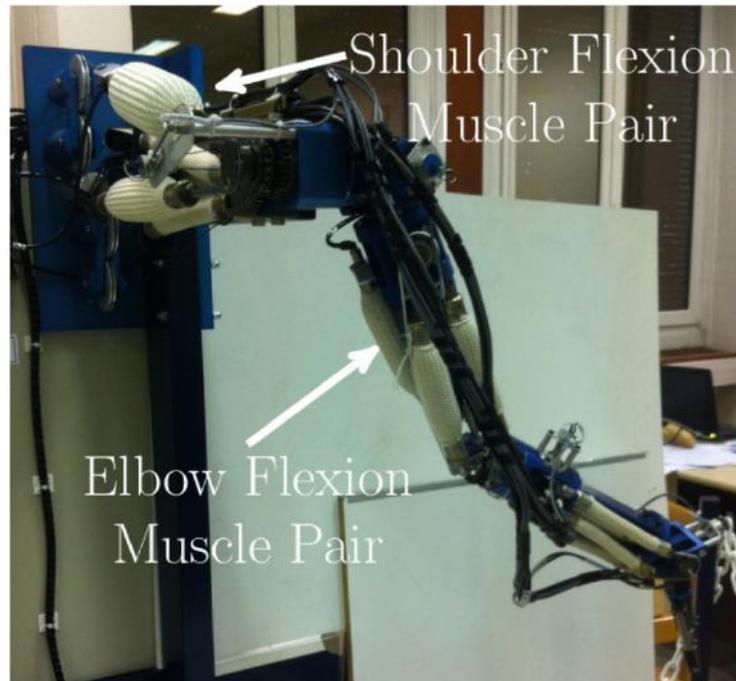


FIGURE 4.4 – Bras manipulateur pneumatique avec désignations des 2 articulations utilisées lors des diverses expériences

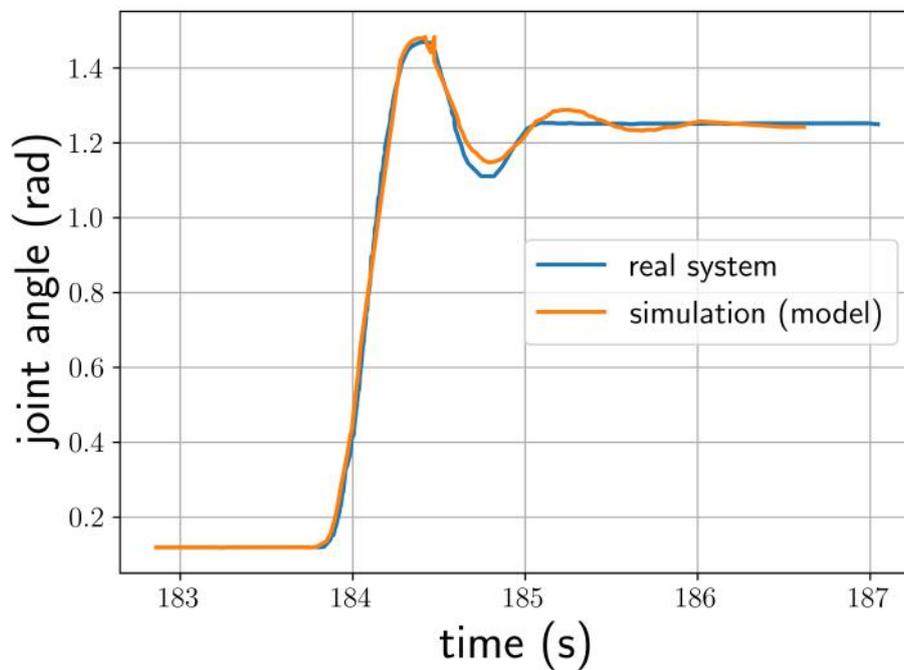


FIGURE 4.5 – Réponse du système réel (vert) et du modèle (rouge) à un échelon de pression de 2 bars, pour l'articulation du coude

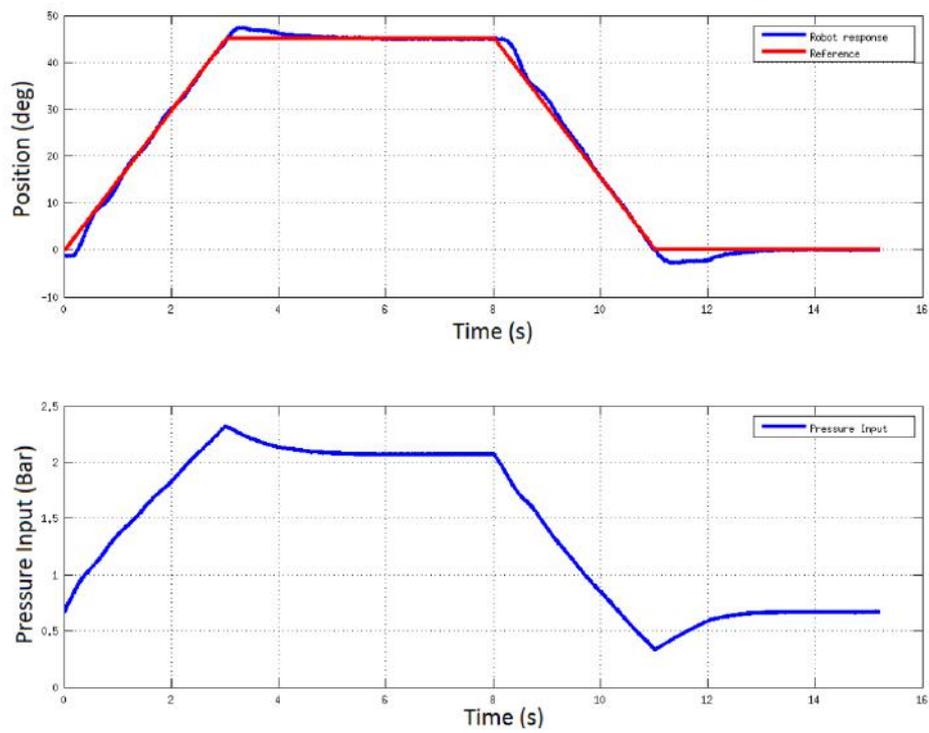


FIGURE 4.6 – Suivi de trajectoire avec une référence en trapèze de position. Rouge : Référence, Bleu : Position réelle. Le deuxième relevé représente la pression envoyée au muscle artificiel pour réaliser le mouvement

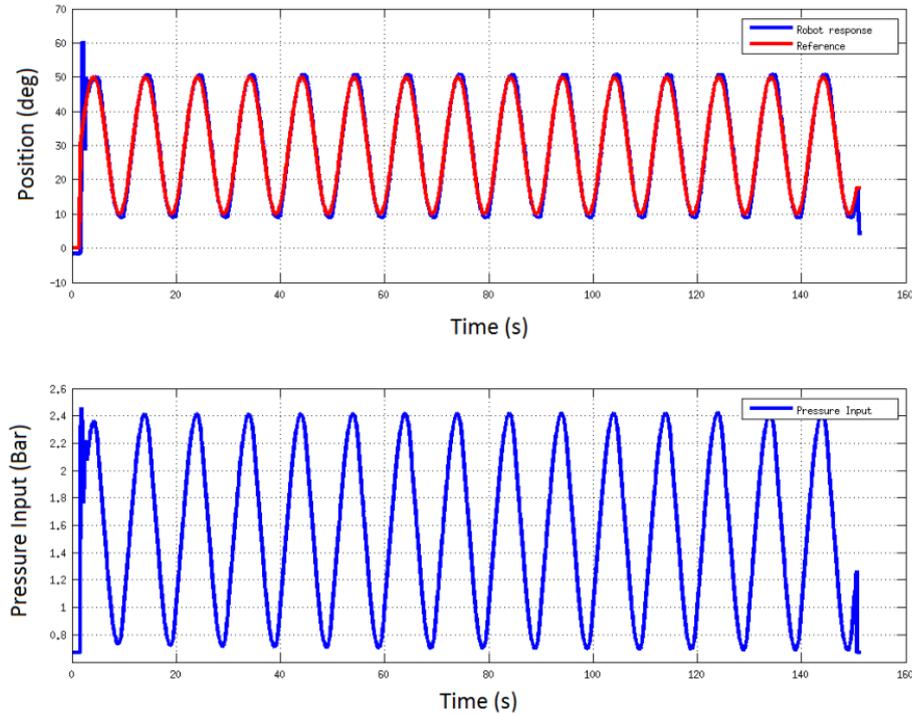


FIGURE 4.7 – Suivi de trajectoire avec une référence en sinus de position. Rouge : Référence, Bleu : Position réelle. Le deuxième relevé représente la pression envoyée au muscle artificiel pour réaliser le mouvement

fréquence relativement faible, le suivi est de meilleure qualité. Le suivi de trajectoire se détériore avec l'augmentation de la fréquence de référence. Un modèle plus précis (notamment grâce à une meilleure modélisation des frottements) permettrait d'améliorer le suivi de trajectoire.

Ayant validé le fonctionnement de notre architecture de contrôle sur des mouvements simples, nous souhaitons désormais exploiter davantage notre solveur DDP en générant des mouvements plus complexes (impliquant davantage de degrés de liberté) et plus dynamiques.

4.4.2.3 Contrôle en position de l'effecteur terminal

Le but de cette expérience est de placer l'organe terminal du bras manipulateur à une position précise en contrôlant ses articulations. On fera varier la masse transportée par le bras manipulateur afin d'évaluer le contrôle généré. On cherche alors dans ce cas à atteindre la position finale $(\theta_1, \theta_2) = (28.8^\circ, 57.6^\circ)$ avec dans un premier temps une masse de 0.1kg attachée à l'effecteur terminal, puis avec une masse de 1kg. On utilise la fonction coût suivante pour la résolution du problème

de contrôle optimal :

$$C_f = (\mathbf{x}(T) - \mathbf{x}_{\text{ref}})^T \mathbf{Q}_f (\mathbf{x}(T) - \mathbf{x}_{\text{ref}}) \quad (4.24)$$

$$C_r(i) = (\mathbf{x}_{\text{ref}} - \mathbf{x}(i))^T \mathbf{Q} (x_{ref} - \mathbf{x}(i)) + \mathbf{u}(i)^T R \mathbf{u}(i) \quad (4.25)$$

$$C = C_f + \sum_{i=0}^T C_r(i) + C_{lim} \quad (4.26)$$

C_{lim} représente un coût permettant d'éviter aux articulations de dépasser les limites articulaires et est détaillé en (4.23). Où \mathbf{x}_{ref} est l'état désiré, dans notre cas :

$$x_{ref} = \begin{bmatrix} q_{1ref} \\ q_{2ref} \\ \dot{q}_{1ref} \\ \dot{q}_{2ref} \\ P_{11ref} \\ P_{12ref} \\ P_{21ref} \\ P_{22ref} \\ \dot{P}_{11ref} \\ \dot{P}_{12ref} \\ \dot{P}_{21ref} \\ \dot{P}_{22ref} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 28.8^\circ \\ 57.6^\circ \\ N.A \end{bmatrix} \quad (4.27)$$

Où les mentions *N.A* représentent des termes dont la valeur n'a pas d'importance puisqu'elles n'interviennent pas dans le calcul du coût. Nous cherchons à obtenir un mouvement le plus doux possible, avec une bonne précision et une impédance faible (mouvement compliant). Comme on peut le voir en Fig. 4.8, la trajectoire est relativement fluide. Les gains choisis étant identiques pour les 2 articulations, l'épaule a un comportement plus souple que le coude puisqu'elle porte davantage de masse. Il en résulte également une raideur plus importante sur l'épaule que sur le coude. Un réglage plus fin des gains (matrices Q et R) permettrait un comportement plus similaire des 2 articulations.

Le contrôle de la raideur des articulations est laissé libre au solveur de contrôle optimal, ce qui permet d'obtenir un mouvement rapide. Il serait néanmoins possible d'ajouter un coût sur cette grandeur, permettant ainsi de chercher un mouvement très compliant ou au contraire très rigide. C'est la somme $P_1 + P_2$, les pressions au sein des muscles agonistes-antagonistes qui permet de faire varier cette raideur. On peut également remarquer que pour un mouvement équivalent, l'augmentation de la masse embarquée a tendance à augmenter la raideur des articulations. Dans la

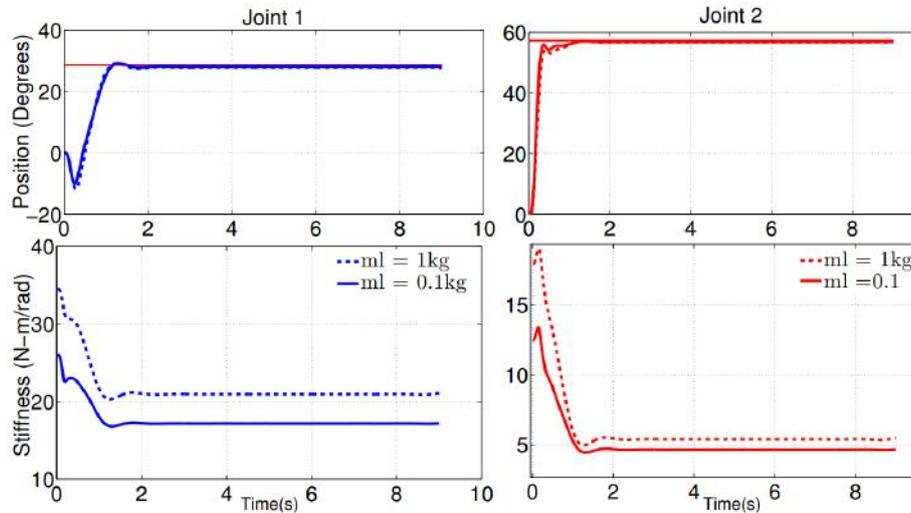


FIGURE 4.8 – Trajectoires articulaires de l'épaule et du coude pour une tâche de positionnement de l'effecteur terminal. On peut y lire les positions articulaires ainsi que les raideurs de chacune des articulations. L'expérience a été réalisée en faisant varier la masse portée par le robot (0.1kg et 1kg).

pratique, la raideur apparente des articulations permet d'effectuer des mouvements très compliants, ce qui est une des composantes recherchées lorsque l'on utilise des muscles artificiels pneumatiques.

4.4.2.4 Mouvements explosifs

Une autre caractéristique importante de ces systèmes est leur capacité à générer des mouvements d'une grande puissance. On s'intéresse alors à générer des mouvements hautement dynamiques, qu'on qualifiera d'explosifs. Le type de mouvements recherchés est par exemple un lancer de balle, enfoncer un clou ou frapper une balle en maximisant la vitesse à l'impact.

Vitesse de l'effecteur terminal maximale

Le premier mouvement explosif réalisé a été de maximiser la vitesse de l'effecteur final en fin de trajectoire. Ce mouvement est similaire à un lancer de balle, mais simplifié, puisqu'il ne nécessite pas de contrôler le moment et la position précise du bras lors du lancer. On utilisera donc une fonction coût de la forme suivante :

$$C = C_{vel} + C_r + C_{lim} \quad (4.28)$$

$$C_{vel} = (f_{vel}(x(T)) - V_{ref})^T Q_{vel} (f_{vel}(x(T)) - V_{ref}) \quad (4.29)$$

$$C_r = \sum_{i=0}^T u(i)^T R u(i) \quad (4.30)$$

Le coût C_{vel} est également un coût terminal servant à spécifier la vitesse de référence à atteindre en fin de trajectoire, on choisira dans notre cas une vitesse de référence très élevée. Enfin C_r est un coût intégré tout au long de la trajectoire et ayant pour utilité de régulariser le comportement du système et éviter une instabilité calculatoire. Enfin, C_{lim} permet d'éviter aux articulations de dépasser les limites articulaires.

Pour des raisons évidentes de sécurité, les trajectoires ont d'abord été jouées en simulation avant d'être exécutées sur le système réel. Les relevés du mouvement sont représentés en Fig. 4.9 et Fig. 4.10 et imagés en Fig. 4.11. On peut noter que le solveur exploite la gravité pour maximiser la vitesse de l'effecteur final. Ainsi, le bras commence par monter l'effecteur, pour ensuite le redescendre et atteindre sa vitesse maximale en fin de mouvement. 2 cas de figure ont été testés :

- Cas 1 : la somme des pressions d'une paire de muscles $P_1 + P_2$ reste constante
- Cas 2 : le choix de P_1 et P_2 est laissée libre au solveur de contrôle optimal.

La vitesse maximale atteinte est de 3.8m/s pour le cas 1 et de 4.1m/s pour le cas 2. Cette différence est explicable, le solveur ayant eu davantage de liberté dans le cas 2, il a pu optimiser l'impédance du système au cours du mouvement afin de maximiser la vitesse, ce qui explique un résultat légèrement meilleur dans ce cas de figure.

Lancé de balle

On pose alors le problème de manière à maximiser la distance de lancer d'une balle. Pour cela, on cherchera à la fois à optimiser la vitesse et la position du bras manipulateur en fin de trajectoire. Un problème similaire pourrait être de marteler un clou avec le plus de force possible. Dans cette optique, on choisit la fonction coût suivante :

$$C = kf(x) + C_r + C_{lim} \quad (4.31)$$

$$C_r = \sum_{i=0}^T u(i)^T R u(i) \quad (4.32)$$

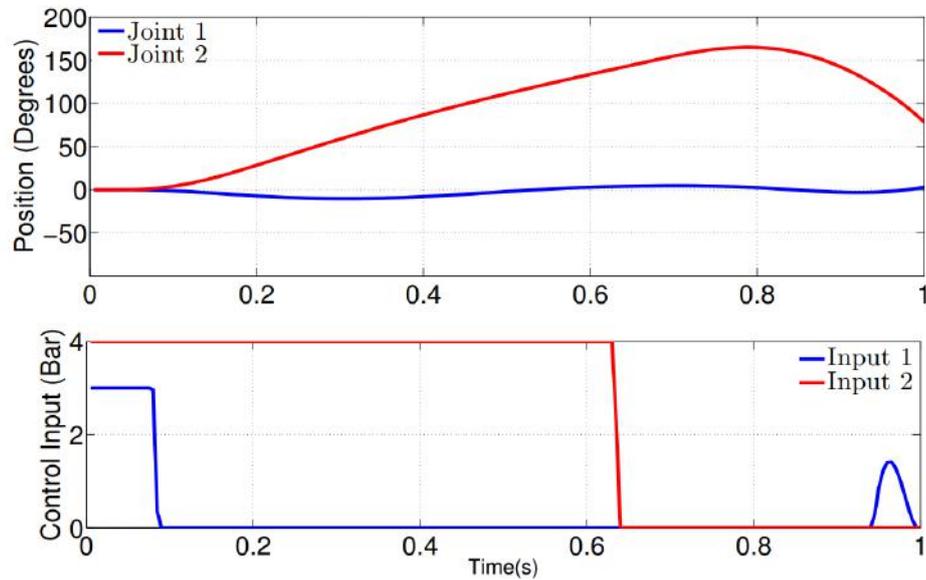


FIGURE 4.9 – Maximisation de la vitesse de l'effecteur final en fin de trajectoire. Le relevé supérieur montre la position des 2 articulations considérées, tandis que le relevé inférieur montre les pressions de commande

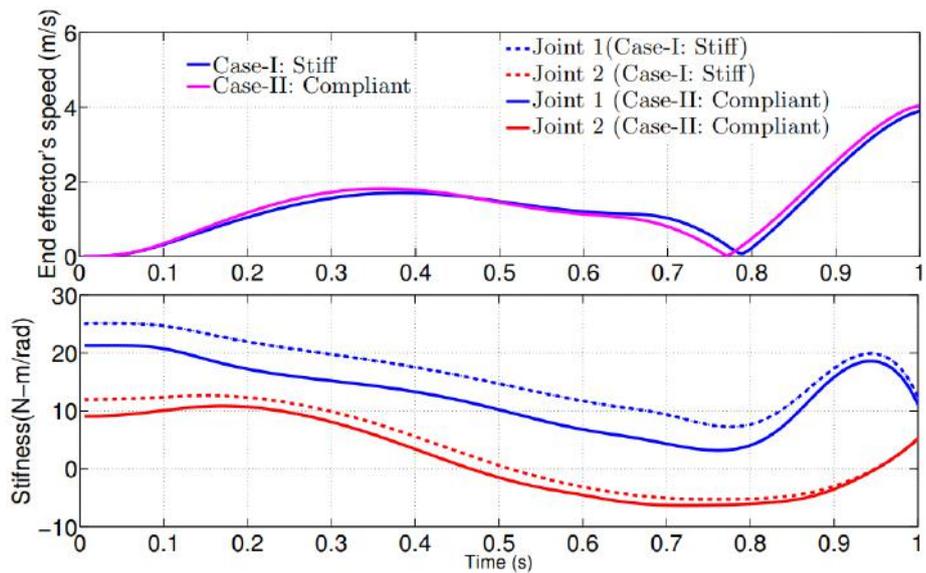


FIGURE 4.10 – Maximisation de la vitesse de l'effecteur final en fin de trajectoire. haut : Vitesse de l'effecteur final, bas : Raideur. cas 1 : $P_1 + P_2 = \text{constante}$, cas 2 : P_1 et P_2 sont indépendants

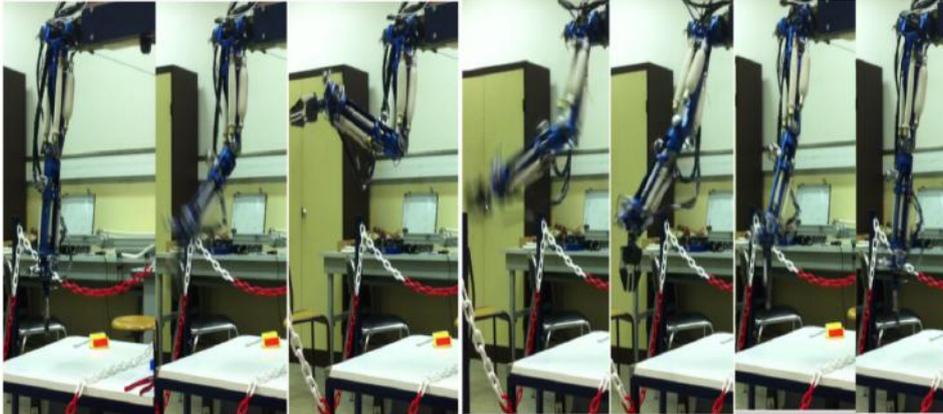


FIGURE 4.11 – Mouvement de maximisation de la vitesse de l'effecteur final en fin de trajectoire.

La fonction $kf(x)$ permet de calculer la distance à laquelle sera envoyée la balle en prenant en compte la cinématique du bras manipulateur. C_r est un coût intégré tout au long de la trajectoire et ayant pour utilité de régulariser le comportement du système et éviter une instabilité calculatoire. Enfin la fonction C_{lim} a de nouveau été utilisée afin d'éviter aux articulations d'entrer en collision avec les butées articulaires. La trajectoire a d'abord été simulée avant d'être jouée sur le bras manipulateur. Les données des mouvements en simulation et sur le système réel sont disponibles en Fig. 4.12. Des photos de ces mouvements sur le système réel sont également visibles en Fig. 4.13

Sur ces relevés, on peut observer que le système oscille afin de maximiser la distance de lancer, en exploitant la gravité et en faisant jouer l'élasticité du système. La Fig. 4.12 permet d'observer la différence entre le système simulé et le système réel. La simulation prévoyait une distance de lancer à 3m, tandis qu'en réalité la balle a été lancée à 2.3m. Les différences entre le bras manipulateur simulé et le système réel sont dues à un modèle perfectible. En effet, les frottements pourraient être modélisés plus finement, et certains phénomènes physiques négligés pourraient être pris en compte.

4.4.3 Conclusion

Diverses expériences ont été menées en simulation et sur le système réel. La comparaison de ces 2 approches permet de valider le modèle utilisé, qui capture fidèlement le comportement statique et dynamique du bras manipulateur. La structure de contrôle utilisée permet de générer et de suivre efficacement des trajectoires, comme des lignes, trapèzes ou encore sinusoides. Le suivi des trajectoires est bon, mais pourrait tout de même être amélioré par une modélisation plus fine du sys-

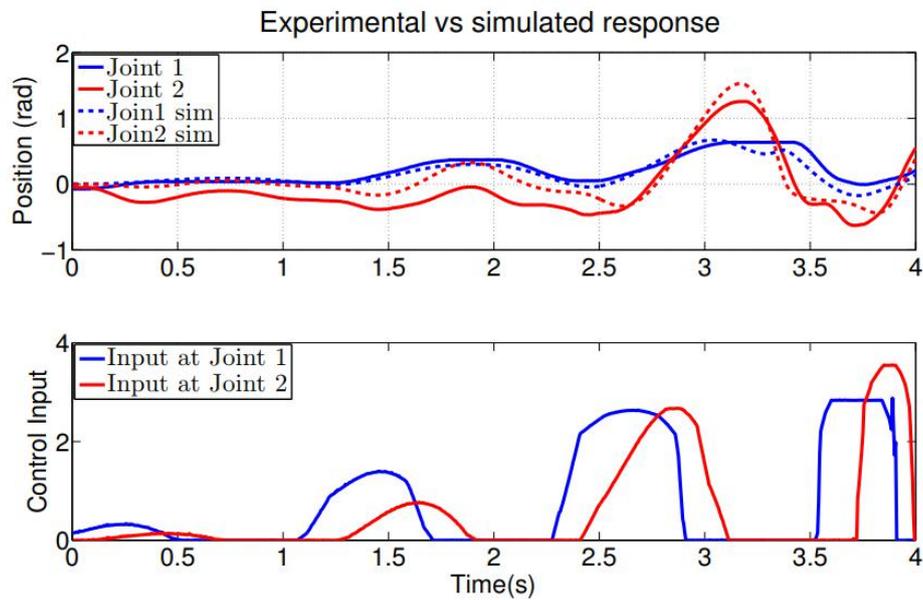


FIGURE 4.12 – Mouvement de lancée d'une balle grâce au bras manipulateur pneumatique avec 2 articulations contrôlées (épaule et coude). Cas 1 : $P_1 + P_2 = \text{constante}$ Cas 2 : P_1 et P_2 sont indépendants

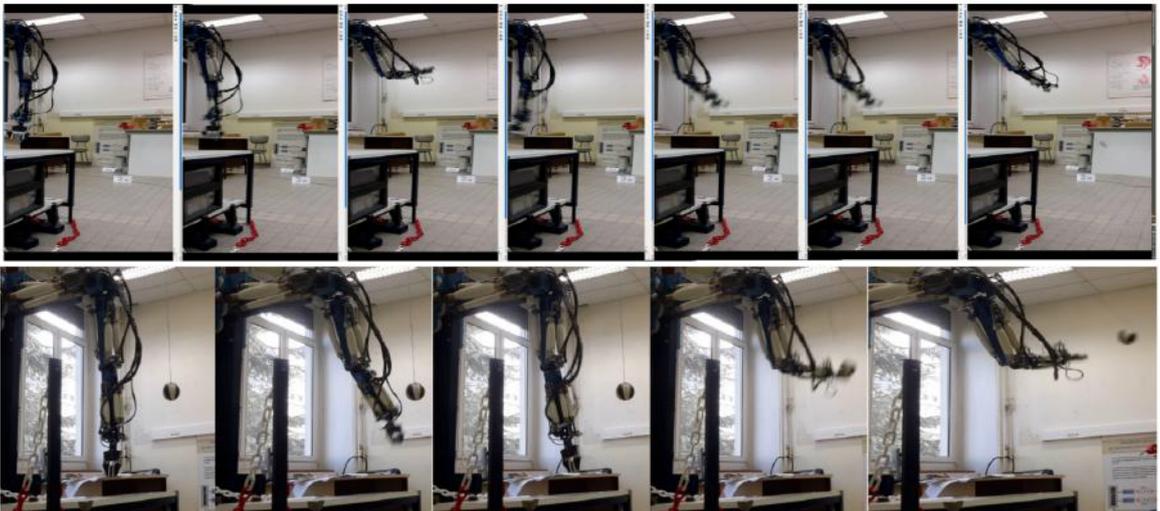


FIGURE 4.13 – Mouvements explosifs réalisés sur le bras manipulateur pneumatique. En haut : mouvement de lancée de balle, en bas : mouvement de frappée de balle

tème, et plus précisément des divers frottements intervenant au sein des muscles artificiels de McKibben. Cela permettrait un effet un meilleur comportement lors des phases dynamiques (vitesse et/ou accélérations élevées). Le modèle étant simple, la résolution du problème de contrôle optimal par le solveur est très rapide, ce qui permet de contrôler le système à une fréquence d'environ 100Hz et ainsi d'avoir un bon suivi, cette fréquence étant limitée par la communication entre le serveur de contrôle de l'électronique de commande du bras manipulateur. L'amélioration de cette fréquence de contrôle permettrait également d'améliorer le comportement du système. De même, l'utilisation d'actionneurs plus raides (ex. vérins pneumatiques) permettrait d'obtenir des mouvements plus précis et un meilleur suivi des trajectoires, mais dégraderait la compliance du bras manipulateur. La modélisation du bras manipulateur et de son actionnement au sein du même problème de contrôle optimal permet de résoudre à la fois la phase de planning et de contrôle du mouvement. De même, l'utilisation du contrôle prédictif permet d'obtenir des mouvements doux, bien que dynamiques, ce qu'il serait complexe d'envisager sans une approche exploitant l'horizon temporel du système. 2 types de contrôle ont été testés :

- cas 1 : $P_1 + P_2 = \text{constante}$, on ne contrôle alors que $\Delta P = P_1 - P_2$. Cela revient à contrôler uniquement la position ou le couple de l'articulation, en gardant une impédance constante.
- cas 2 : P_1 et P_2 indépendant. dans ce cas, chaque articulation possède 2 entrées de commande qui agiront conjointement sur la position ou le couple et sur l'impédance du système.

Les expériences ont montré que le solveur est plus à même d'optimiser la trajectoire en termes d'énergie, de compliance et de précision dans le cas 2. Ceci paraît cohérent dans la mesure où avec davantage d'entrées de commande, le solveur a plus de libertés pour optimiser la trajectoire, au détriment d'un temps de calcul plus élevé. La conclusion de ces expériences est que l'architecture de contrôle présentée est adaptée à contrôler les muscles de McKibben en architecture agoniste-antagoniste et permet d'exploiter les points forts de ce type d'actionnement (compliance et mouvement explosif).

4.5 Contrôle d'un actionneur à câble

Le second système commandé est un actionneur à câble équipant le robot humanoïde Roméo ainsi que plusieurs exosquelettes. Une implémentation de cet actionneur sur un banc de test instrumenté nous a été fournie par Softbank Robotics afin d'effectuer de réaliser l'identification et le contrôle de ce système plus facilement. L'actionneur instrumenté sur son banc de tests est visible en Fig. 4.14.

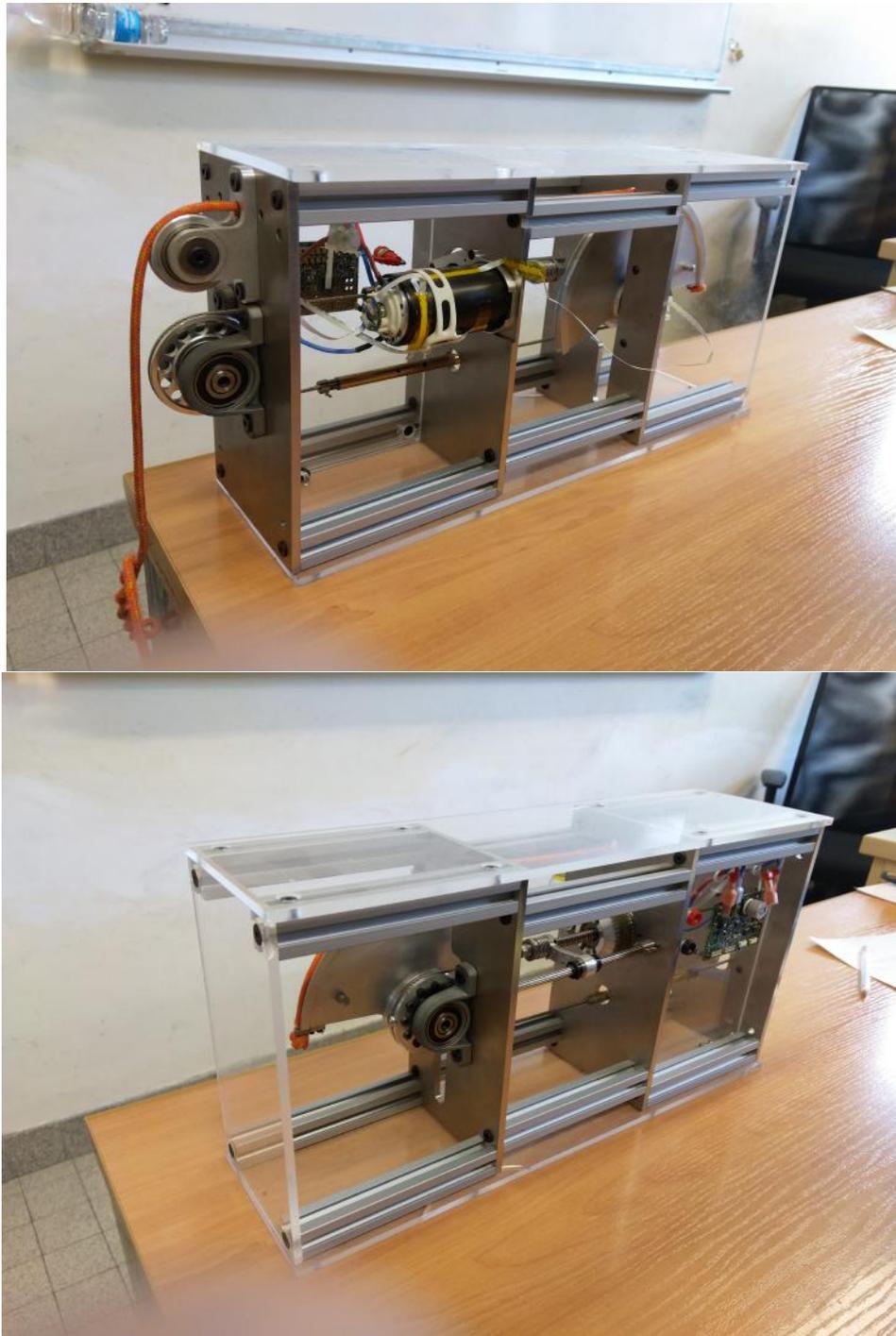


FIGURE 4.14 – Actionneur à câble monté sur son banc de test

4.5.1 Architecture de contrôle

Dans le cas de l'actionneur à câble, notre solveur sera employé uniquement pour contrôler une articulation (un actionneur), contrairement au système précédent où la dynamique du système polyarticulé entier était considérée. Les tests expérimentaux ont été réalisés sur un banc de test permettant d'instrumenter le système d'actionnement considéré. Nous utiliserons le modèle (4.33), exprimé dans le formalisme d'état, pour décrire notre système. Nous avons considéré des frottements secs et visqueux au niveau articulaire et uniquement des frottements visqueux au niveau moteur. Cela nous permet de garder un modèle simple, mais représentant suffisamment fidèlement la dynamique du système réel (voir 3.4).

$$\frac{\partial}{\partial t} \begin{bmatrix} \theta_L \\ \tau \\ \dot{\theta}_L \\ \dot{\theta}_M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_L \\ k(\dot{\theta}_L - \frac{\dot{\theta}_M}{R}) \\ \frac{\tau_{ext}}{J_L} + \frac{k}{J_L}(\frac{\theta_M}{R} - q) - \frac{d_L}{J_L}\dot{\theta}_L - \frac{C_{FL}}{J_L} \text{sign}(\dot{\theta}_L) \\ \frac{K_T}{J_M}i_M - \frac{k}{R}(\frac{\theta_M}{R} - q) - d_M\dot{\theta}_M \end{bmatrix} \quad (4.33)$$

Où i_M représente le l'entrée du système et correspond au courant moteur (contrôler localement au plus proche du moteur). τ_{ext} est le couple externe appliqué sur le système et correspond donc à une entrée non contrôlée du système. Enfin les différents paramètres du système, répertoriés précédemment sont rappelés ainsi que leur valeur identifiée.

TABLE 4.1 – Variables et paramètres identifiés utilisés dans le modèle proposé

Notation	Grandeur physique	valeur estimée
J_M	inertie moteur	$1.38 \times 10^{-5} \text{ kg.m}^2$
J_L	inertie articulaire	$8.5 \times 10^{-4} \text{ kg.m}^2$
θ_M	angle moteur	variable (<i>rad</i>)
q	angle articulaire	variable (<i>rad</i>)
k	raideur du ressort de rotation équivalent	588 Nm/rad
R	rapport de transmission	96.1
τ_M	couple moteur	variable (<i>Nm</i>)
τ_{ext}	couple externe (environnement)	variable (<i>Nm</i>)
d_M	coefficient de frottements visqueux au moteur	0.003 Nm/(rad/s)
d_L	coefficient de frottements visqueux articulaire	0.278 Nm/(ras/s)
C_{FL}	coefficient de frottements secs articulaire	0.1 Nm
K_T	rapport couple/courant du moteur	$60.3 \times 10^{-3} \text{ Nm/A}$

L'architecture de contrôle utilisée pour contrôler ce système est, comme pour le système précédent, dérivée de notre architecture générique 4.1 et adaptée aux

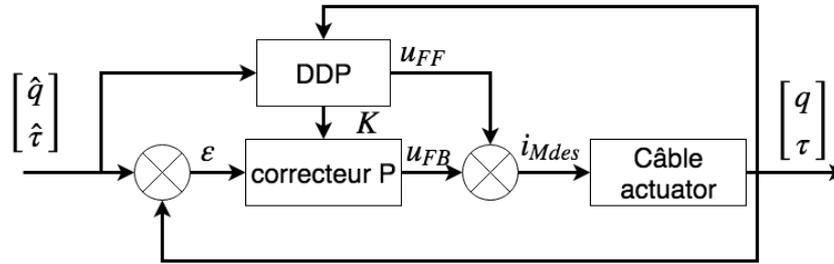


FIGURE 4.15 – Architecture de contrôle développée pour l'actionneur à câble

entrées/sorties de l'actionneur à câble. On utilisera l'architecture 4.15. Cette architecture permet un contrôle en position articulaire ou en couple articulaire en fonction de la fonction coût utilisée dans le solveur DDP.

Comme on peut l'observer, cette architecture est adaptée pour contrôler le système en position articulaire ou en couple articulaire, le couple articulaire pouvant être estimé grâce aux mesures des angles articulaire et moteur. La variable de commande en entrée du système est le courant moteur.

Architecture matérielle

En pratique, le système réel exploite un ordinateur central (type Intel-Céléron) permettant d'adresser des cartes électroniques de contrôle local des moteurs. Chaque carte permet de contrôler une articulation et s'articule autour d'un microcontrôleur dsPIC (microcontrôleur adapté au traitement du signal) 16 bits cadencé à 20MHz. Le dialogue entre l'ordinateur central et les cartes de contrôle moteur se fait par liaison RS485 cadencée à 1MHz. Quatre liaisons RS485 sont utilisées, une par membre du robot afin d'assurer un adressage le plus rapide possible de chaque carte (voir Fig. 4.16). Les cartes de contrôle local permettent d'intégrer des boucles de contrôle simples (contrôle par retour d'état en position/vitesse/couple etc.) mais très rapides. L'utilisation d'un dsPIC permet d'exploiter des périphériques et des instructions utiles au traitement et à la génération de signaux de commande qui permettent d'obtenir des cadences de contrôle élevées à partir d'un microcontrôleur peu énergivore.

Finalement l'architecture de contrôle se décompose en 2 sous-parties :

- Contrôle bas niveau : réalisé par une carte électronique au plus proche de l'actionneur. Elle permet de lire les valeurs des différents capteurs, réguler le courant moteur (à une fréquence de 40kHz) en fonction de la consigne. Enfin, cette carte intègre la partie retour d'état de l'architecture de contrôle, à savoir un correcteur (rafraîchi à 10kHz) dont les gains sont paramétrables "en ligne" et générant le terme de retour d'état u_{FB} de la commande.

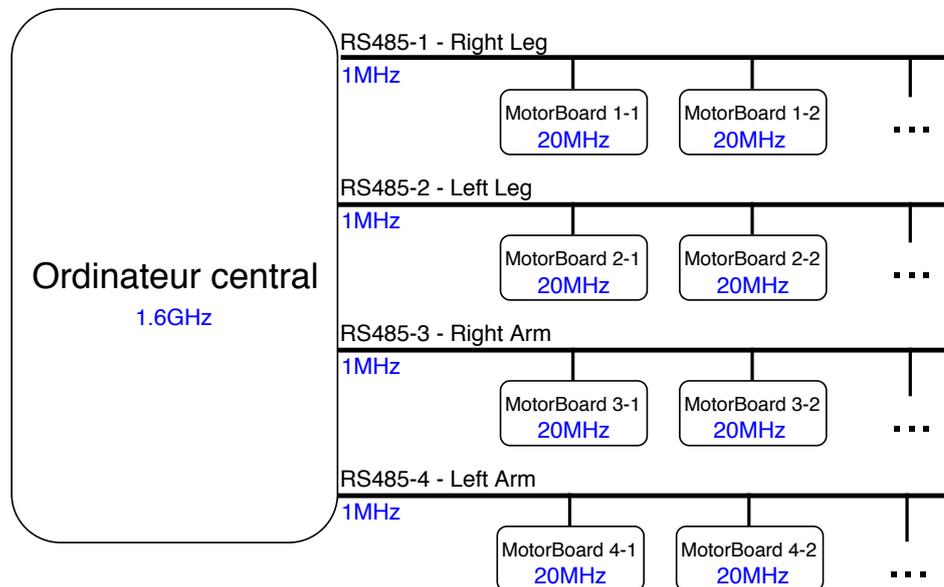


FIGURE 4.16 – Architecture matérielle de contrôle du robot humanoïde Roméo avec les fréquences de travail des différents composants

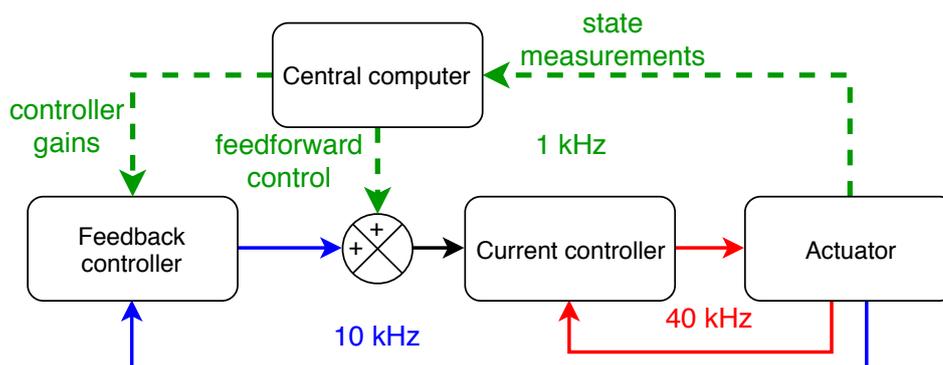


FIGURE 4.17 – Architecture de contrôle d'un actionneur du robot humanoïde Roméo à partir du schéma de contrôle MPC-DDP. Les flèches discontinues représentent les informations transitant à travers un liaison RS485

- Contrôle haut niveau : exécuté sur un ordinateur à distance, il intègre le solveur de contrôle optimal. Il communique avec le contrôleur bas niveau à une fréquence de 1kHz afin de récupérer la valeur des divers capteurs et de communiquer les valeurs de gains K du correcteur et du terme de prédictif u_{FF} .

Au moment de l'acquisition du banc de test (voir Fig. 4.14), le contrôle et la lecture des capteurs par liaison RS485 n'était possible qu'à une cadence de 50Hz, ce qui paraissait compromettre la qualité de l'identification de l'actionneur et son contrôle. De plus, les boucles de contrôle n'étaient pas modifiables et les gains non paramétrables. Nous avons ainsi pris la décision de développer un nouveau firmware plus simple pour ces cartes électroniques afin d'obtenir une cadence de fonctionnement plus élevée et une architecture adaptée à notre stratégie de contrôle. Notre implémentation du firmware (en langage C sur le framework MPLabX) nous a finalement permis un dialogue à 1kHz avec les cartes de contrôle local et intégrant un contrôle adapté à l'architecture MPC-DDP. Le courant moteur est régulé à une fréquence de 40kHz, un correcteur par retour d'état fonctionne à 10kHz et les gains de ce correcteur et la génération de la commande à priori (feedforward) sont rafraîchis à 1kHz. Le détails de ces différentes cadences est schématisé en Fig. 4.17. Dans la pratique, l'implémentation de ce firmware a été réalisé en langage C en utilisant les mécanismes d'interruptions et de gestion de mémoire du microcontrôleur. Une alternative aurait été d'utiliser un framework de génération automatique de code (Microchip ou Matlab) pour implémenter et configurer les fonctions souhaitées sur le microcontrôleur. Les fréquences utilisées sont entièrement dépendantes du matériel (notamment du microcontrôleur et des bus de communication) et pourraient être augmentées si nécessaire. Une des évolutions est d'intégrer l'architecture complète au sein de la carte électronique contrôlant l'actionneur afin d'augmenter les fréquences de contrôle et réduire la quantité d'informations communiquées. Cette modification nécessiterait néanmoins une puissance de calcul supérieure du "bas niveau". L'utilisation d'une carte électronique exploitant un microcontrôleur récent (type STM32) pourrait fournir la puissance nécessaire à cette évolution.

4.5.2 Estimation des paramètres du modèle

Tout d'abord, il a été nécessaire d'estimer les paramètres de notre système afin que le modèle décrive au mieux la dynamique de l'actionneur. Pour cela, nous avons généré des trajectoires sur le système contrôlé grâce à un correcteur PI dont les gains ont été réglés empiriquement. L'estimation a ensuite été réalisée grâce à MATLAB. Les résultats sont exposés en Fig. 4.18, où l'on peut comparer la réponse du système réel et du modèle à une même commande. On remarque que le modèle représente

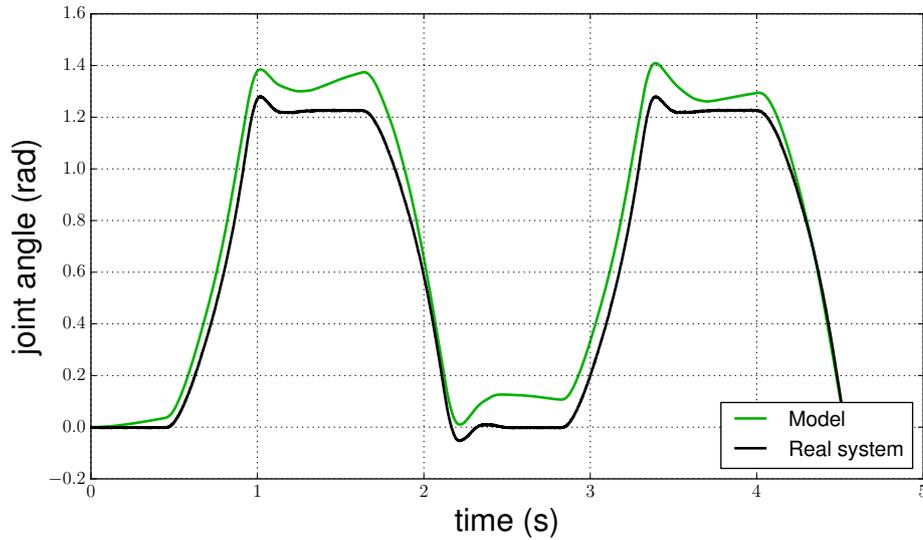


FIGURE 4.18 – Réponse du système et du modèle à une même commande après estimation des paramètres du modèle

la dynamique du système partiellement. En effet, bien que la dynamique globale du système soit suivie, l'erreur entre la réponse du modèle et celle du système n'est pas négligeable. Cela est dû au divers phénomènes (frottement, raideur dépendante du signe du couple ...) que nous avons préféré négliger afin de garder un modèle simple. Ces phénomènes sont davantage décrits dans 4.5.3. Nous avons ainsi préféré faire le pari qu'une fréquence de contrôle élevée ainsi que la présence d'une boucle de feedback dans notre architecture permettrait d'obtenir un bon contrôle de notre système.

4.5.3 Difficultés

Diverses difficultés ont été rencontrées durant l'étude de ce système d'actionnement. Des difficultés logicielles nous ont contraint à effectuer des développements et des difficultés matérielles ont rendu l'estimation des paramètres du modèle complexe.

4.5.3.1 Logiciel

La quantité d'informations et la fréquence d'envoi des mesures capteurs ne nous permettaient pas d'identifier suffisamment précisément le modèle du système. De plus, la structure logicielle originale ne nous permettait pas de contrôler l'actionneur à l'aide de l'architecture de contrôle souhaitée (voir chapitre suivant). Nous avons ainsi décidé de réécrire le firmware de la carte électronique de contrôle local

de l'actionneur. Nous avons ainsi pu nous affranchir de plusieurs surcouches logicielles nécessaires au contrôle corps complet du robot, mais ralentissant beaucoup le contrôle d'un actionneur unique. Suite à divers développements logiciels et matériels, nous avons été capable d'obtenir les informations des divers capteurs (positions et vitesses angulaires moteur et articulaire, courant moteur, température moteur) à une fréquence d'1kHz. L'envoi des consignes de commande se fait désormais à a cette même cadence d'1kHz. Enfin cette nouvelle architecture logicielle permet différents types de contrôle avec :

- une boucle de contrôle en courant à 40kHz
- un contrôle en vitesse moteur à 10kHz
- un contrôle en position moteur/articulaire à 5kHz

Le type de contrôle est complètement paramétrable (Ex. feedforward + feedback en position articulaire, asservissements imbriqués en courant/vitesse/position, asservissement en position moteur seul).

4.5.3.2 Capteurs

Plusieurs difficultés matérielles ont rendu l'estimation des paramètres du modèle (hors ligne), l'estimation des variables du système (en ligne) et le contrôle du système complexe.

Mesure de courant bruitée

La mesure de courant moteur étant réalisée via une résistance shunt placée relativement proche de l'électronique de contrôle du moteur à courant continu (générant beaucoup de commutations), les valeurs s'en trouvent bruitées. Bien que ce phénomène soit classique, il rend la qualité du contrôle en courant du moteur perfectible à cause du besoin de filtrer considérablement le courant mesuré. Nous avons réalisé un filtrage numérique de cette grandeur qui a pour effet l'atténuation des bruits à haute fréquence.

Mesures de position/vitesse articulaire peu précise

Les capteurs de position angulaire utilisés pour mesurer l'état du moteur et de l'articulation fournissent des informations peu précises, ce qui rend l'estimation des vitesses angulaires assez médiocre. Ce phénomène rend l'estimation des paramètres du modèle ainsi que le contrôle du système complexe. L'estimation du couple articulaire étant réalisée en mesurant la déflexion du câble (mesure de la position angulaire de part et d'autre du câble), cette valeur s'en trouve également peu précise pour les mêmes raisons. La variable la plus impactée par ce manque de précision

est la vitesse angulaire de l'actionneur. Dans l'optique d'obtenir de meilleures estimations, nous avons souhaité remplacer le capteur existant (d'une résolution de 4096 points par tours) pour un modèle plus résolu. Les capteurs utilisés sont des encodeurs magnétiques, qui estiment la position angulaire à partir de la lecture du champ magnétique d'un aimant placé dans l'arbre considéré. Ce type de technologie nécessite un placement très précis du capteur afin de fournir une mesure précise. Nous avons ainsi dû concevoir un système mécanique de positionnement du capteur afin d'ajuster sa position pour obtenir la meilleure précision possible. Notre conclusion sur ce type de capteur est qu'ils requièrent un placement trop complexe pour être utilisés efficacement, et l'utilisation d'un capteur possédant une meilleure résolution (16.000 points par tour) ne nous a pas permis d'améliorer la qualité des mesures.

4.5.3.3 Mécanique

Raideur non constante

Comme cela est détaillé en Fig.3.14, la raideur du système n'est pas constante et dépend du signe du couple articulaire. L'actionneur dispose ainsi de deux dynamiques distinctes qui rendent l'identification complexe.

Frottements

La présence de frottements secs et visqueux sur ce type de système paraît cohérente et ce type de phénomènes est aisément identifiable. Nous avons en revanche remarqué la présence de frottements dépendant de la position articulaire de l'actionneur. Ce phénomène explicité en Figure 3.4.1 est visible en Fig. 4.20 où l'estimation du couple par la mesure de la déflexion du câble et du courant moteur est perturbée. L'identification de ces frottements s'est avérée problématique.

Procédure d'estimation

On peut observer sur la Fig. 4.19 que l'actionneur peut être chargé grâce à une corde servant à y accrocher un poids faisant office de force extérieure. Ce système a le défaut de ne pouvoir appliquer la force que dans une seule direction, ce qui rend l'évaluation de la dynamique du système moins aisée. De plus, la corde utilisée possède une raideur propre qu'il serait nécessaire d'estimer pour modéliser correctement le système complet.

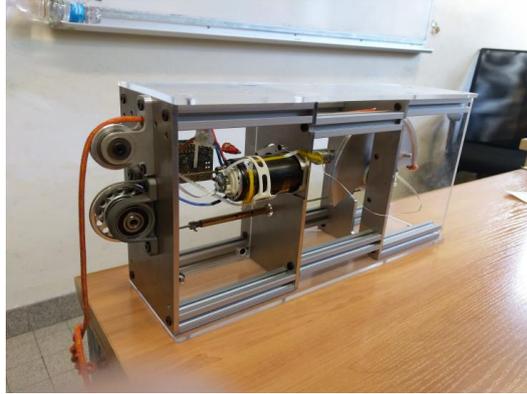


FIGURE 4.19 – Actionneur à câble monté sur son banc de test

4.5.4 Expériences

Diverses expériences ont été réalisées en simulation et sur le système réel afin d'évaluer les performances de l'actionneur contrôlé par notre architecture.

4.5.4.1 Estimation du couple articulaire à partir des mesures de position

La structure mécanique du système nous permet d'estimer simplement le couple délivré par l'actionneur. En effet, les positions angulaires moteur et articulaire sont mesurées par des encodeurs magnétiques, ce qui nous permet de connaître la déflexion du ressort de torsion équivalent de la transmission (dont l'élasticité est surtout due au câble). On a alors $\tau = k(\frac{\theta_M}{R} - \theta_L)$. Le couple est donc directement mesurable, sous réserve d'avoir une bonne estimation de k et R . La grande transparence du système nous permet également d'estimer le couple grâce à la lecture du courant moteur. Nous avons souhaité comparer les valeurs estimées grâce à la lecture des courants moteurs et de la déflexion du ressort de torsion dans un cas statique. Pour cela, nous avons appliqué une force constante à la sortie de l'actionneur pour plusieurs positions angulaires (grâce à une masse connue) et nous avons mesuré le courant moteur ainsi que les positions angulaires moteur et articulaire. Les résultats sont présentés en Fig. 4.20. On observe que la mesure de courant est bruitée avec un bruit augmentant avec le couple considéré. Cela paraît cohérent, puisque plus le courant dans le moteur est important et plus le bruit généré par les commutations de l'électronique de commande est important. L'estimation par la mesure de la déflexion du ressort est quant à elle biaisée par les phénomènes de frottements intervenant au sein du système. Une forme de sinusoïde apparaît dans ces relevés et démontre la présence de frottements cycliques dépendant de la position articulaire.

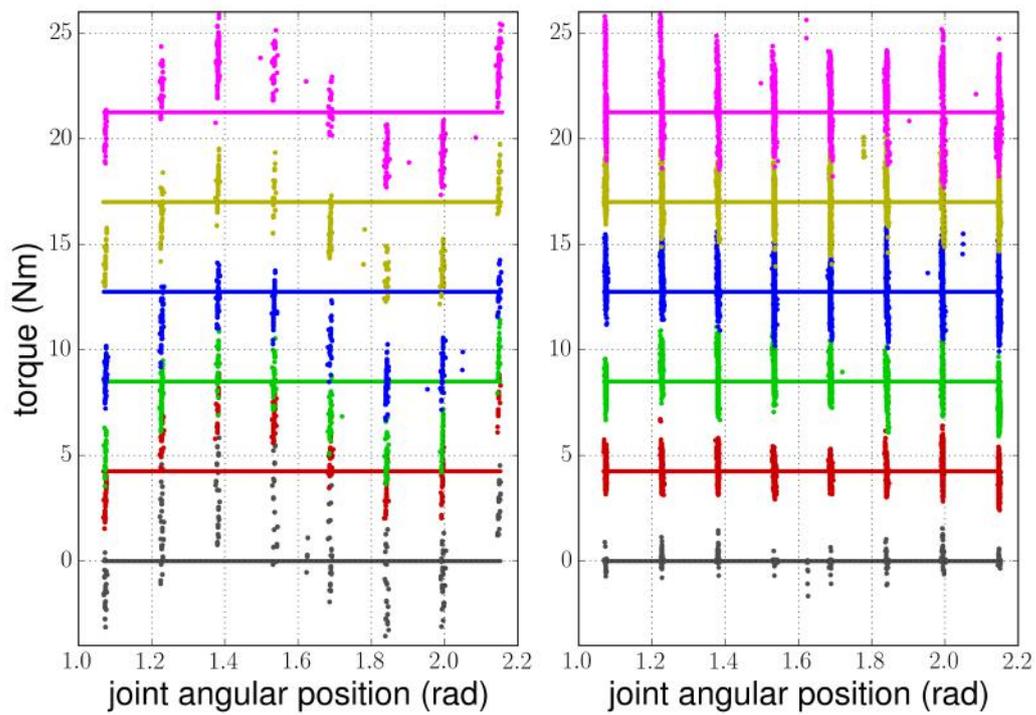


FIGURE 4.20 – Estimation du couple articulaire dans le cas statique (à différentes positions articulaires). **Gauche** : Estimation par mesure des positions angulaires moteur et articulaire (mesure de la déflexion du ressort de torsion équivalent). **Droite** : Estimation par mesure du courant moteur.

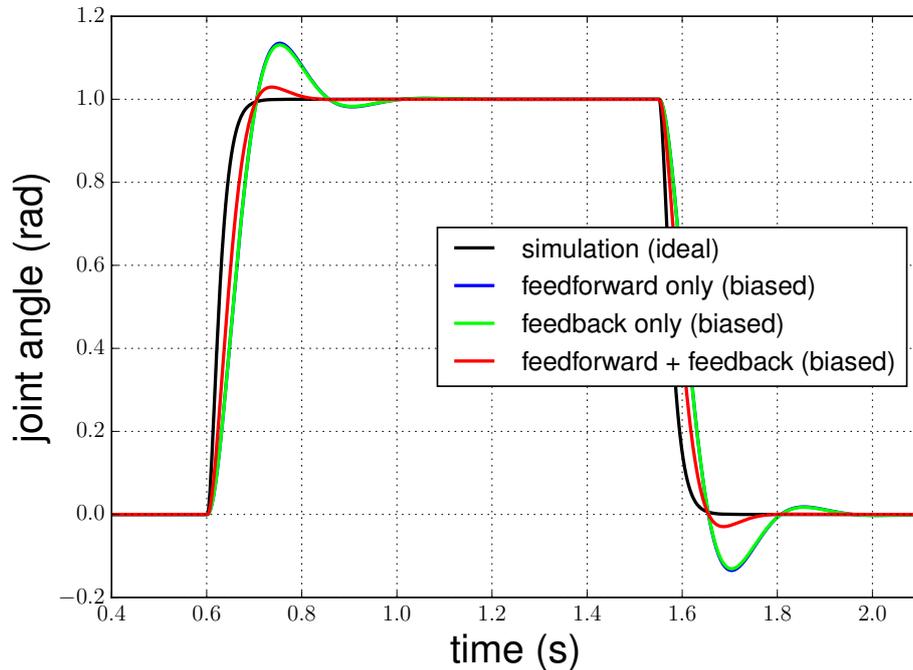


FIGURE 4.21 – Commande en échelon de position de l'actionneur à câble simulé. **noir** : simulation complète sur modèle idéal, **bleu** : simulation avec uniquement le terme de feedforward sur modèle biaisé, **vert** : simulation avec uniquement le terme de feedback sur modèle biaisé, **rouge** : simulation complète sur modèle biaisé

4.5.4.2 Contrôle en position

Nous avons ensuite testé notre système contrôlé en position articulaire. Dans un premier temps le contrôle a été testé en simulation sur notre modèle en biaisant les paramètres afin d'observer la robustesse de l'architecture de contrôle. Nous avons également testé séparément et conjointement les 2 actions feedback et feedforward. Nous avons ensuite appliqué ces mêmes consignes sur le système réel. Les résultats sont visibles en Fig. 4.21 et Fig. 4.22. On peut remarquer sur le relevé de la commande du système que celle-ci est limitée par le solveur afin de ne pas dépasser les $i_M \in [-5A; 5A]$. Cela est possible grâce au solveur DDP qui permet d'appliquer des contraintes sur les commandes en résolvant un problème quadratique.

4.5.4.3 Suivi de trajectoires en position

De la même façon, nous avons décidé d'effectuer un suivi de trajectoire. La trajectoire de référence correspond au mouvement articulaire du genou du robot humanoïde HRP2 lorsqu'il monte des escaliers de 15cm. Comme dans le cas précédent, l'architecture exploite une approche de contrôle prédictif, à la seule différence

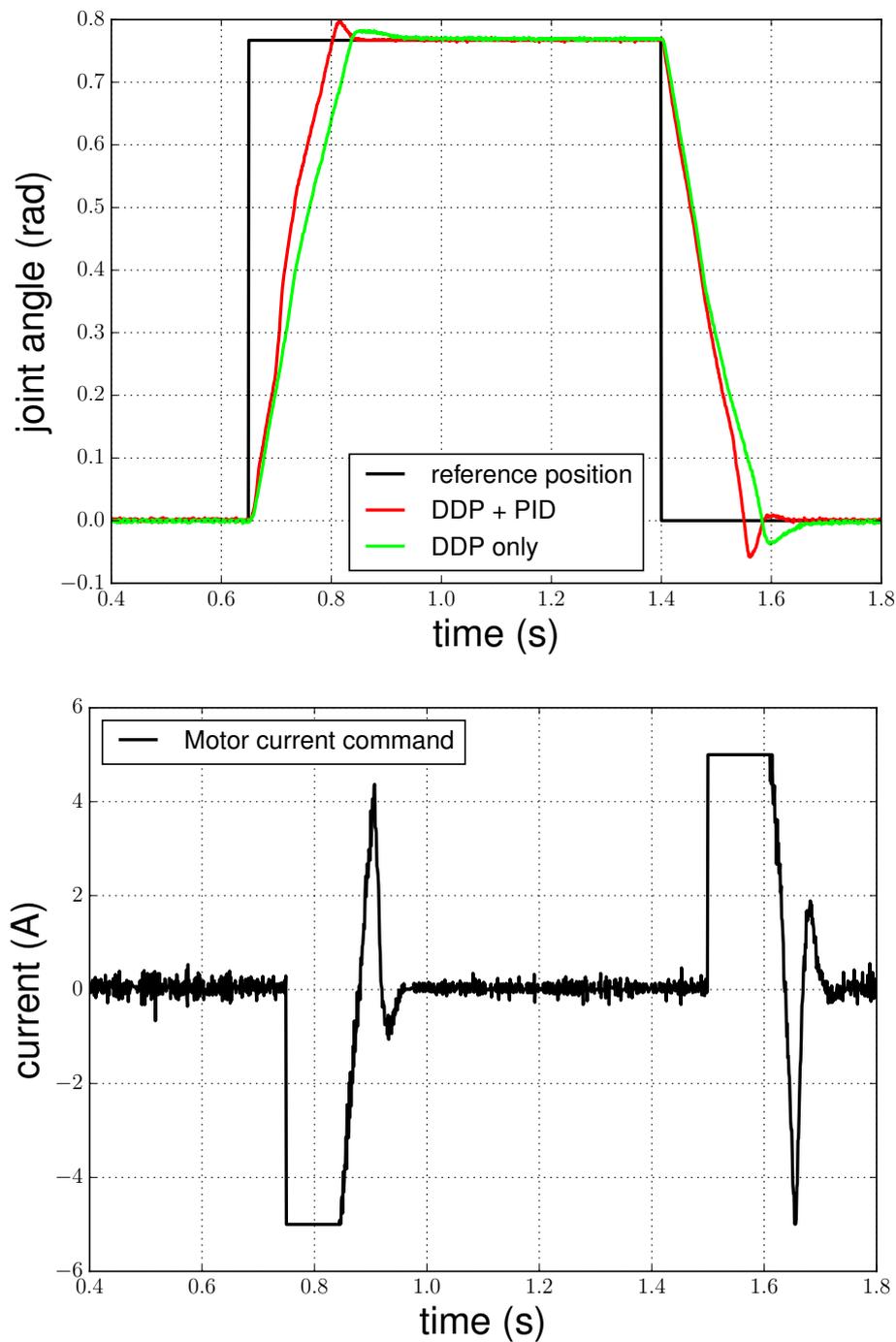


FIGURE 4.22 – Commande en échelon de position sur le système réel. **noir** : Consigne de position, **rouge** : position du système réel asservi par l'architecture complète, **vert** position du système réel asservi uniquement grâce au terme de feedforward. Le graphique inférieur représente le courant de consigne appliqué au moteur pour obtenir cette trajectoire, on peut y observer la limitation de la commande réalisée par le solveur DDP

que cette fois la consigne n'est pas constante. Les résultats présentés en Fig. 4.23 et Fig. 4.24 montrent un très bon suivi en position avec une erreur inférieure à 1%.

4.5.4.4 Contrôle en couple articulaire

Nous avons également souhaité valider notre architecture dans le cadre d'une commande en couple articulaire. Les tests ont uniquement été réalisés en simulation. Nous avons effectué une commande en échelon de couple sur notre modèle dont les valeurs de paramètres ont été biaisées à différentes amplitudes. En simulant le modèle idéal, le couple désiré est atteint rapidement. En revanche, lorsqu'un biais est ajouté aux paramètres du modèle, le comportement est similaire, mais l'objectif en couple n'est plus atteint. Notre estimation du couple n'étant pas directe (pas de mesure directe du couple), le contrôle s'en trouve également biaisé. On remarque néanmoins que le comportement du système commandé reste acceptable dans ces conditions. On en déduit qu'une meilleure estimation du couple articulaire où l'ajout d'un capteur de couple au système permettrait d'obtenir un suivi en couple articulaire correct.

4.5.5 Conclusion

Plusieurs expériences ont été menées sur l'actionneur à câble afin d'estimer les performances de ce système et la capacité de notre architecture à le commander. Tout d'abord, l'actionneur à câble offre des caractéristiques intéressantes :

- **flexibilité** : Bien que rendant le contrôle plus complexe, la présence d'une flexibilité articulaire permet d'ajouter une souplesse dans les contacts du système avec l'environnement. C'est une caractéristique importante dans le cadre de la robotique humanoïde où les contacts génèrent des chocs importants.
- **transparence/réversibilité** : L'actionneur présente une réversibilité importante. Cela est souhaitable pour plusieurs raisons. Les forces s'appliquant sur le système peuvent être lues directement au niveau de l'actionnement si celui-ci est suffisamment transparent, ce qui facilite l'estimation de ces grandeurs. Ensuite, un actionnement réversible permet de récupérer la puissance dans le cas de mouvement à puissance négative, là où un système d'actionnement non réversible devra dissiper l'énergie engendrée par le mouvement.
- **Encombrement** : Bien que plus encombrant qu'un système moteur/harmonic-drive, l'actionneur à câble possède un encombrement orthogonal à son axe de rotation qui le rend plus adapté à la robotique humanoïde.

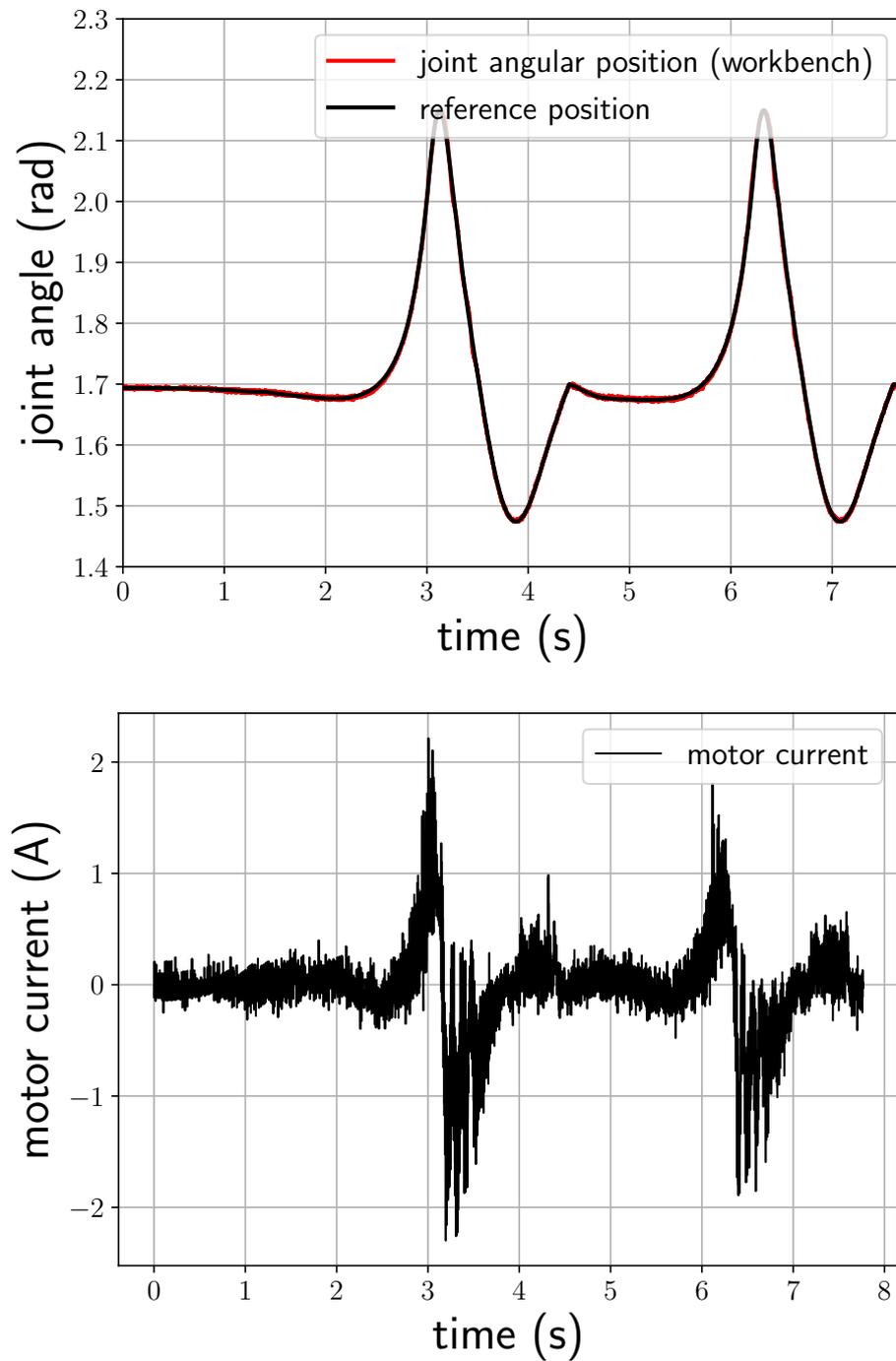


FIGURE 4.23 – Suivi de trajectoire en position articulaire sur l'actionneur à câble monté dans son banc de test. **noir** : position articulaire de référence. **rouge** : position articulaire réelle. La figure inférieure représente le courant de consigne demandé par le solveur au système pour réaliser la trajectoire

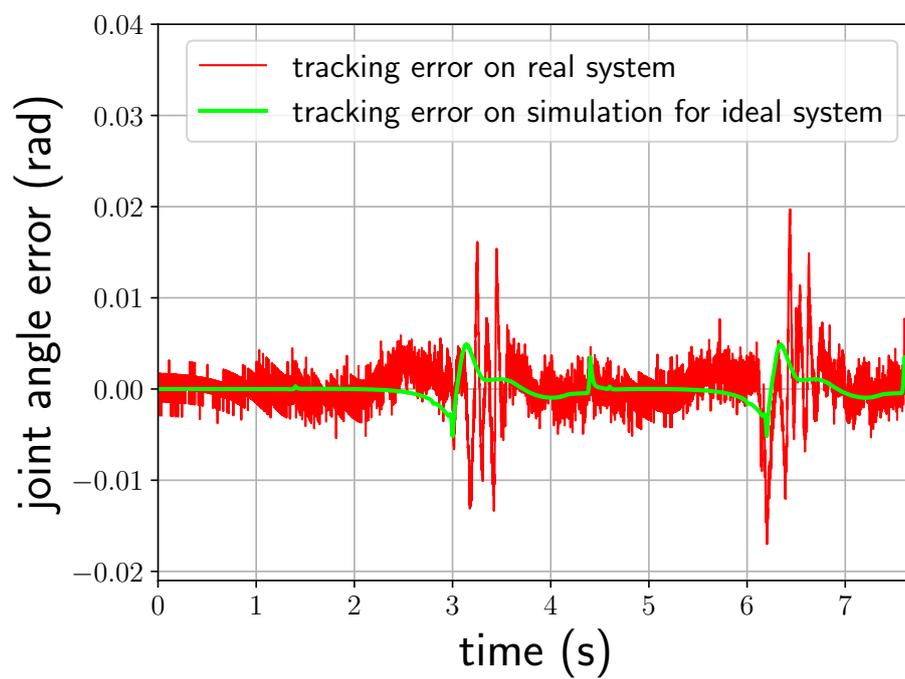


FIGURE 4.24 – Erreur en position articulaire lors du suivi de trajectoire sur l'actionneur à câble monté dans son banc de test. **rouge** : Erreur entre la position de référence et la position du système réel. **vert** : Erreur entre la position de référence et la position du système simulé

La simulation du système nous montre que notre modèle saisit la dynamique générale de l'actionneur, mais pourrait être améliorée afin de gagner en précision. Les phénomènes qui mériteraient une modélisation plus fine sont les frottements (dépendants de la position articulaire) et le caractère non constant de la flexibilité articulaire. Enfin, l'architecture de contrôle développée permet de commander efficacement l'actionneur malgré son modèle perfectible. En effet, l'action du terme feedback permet de pallier ces défauts de modélisation. De plus la généricité de l'architecture proposée permet de facilement changer de type de contrôle (position, vitesse, couple).

4.6 Conclusion - Discussion

L'architecture de contrôle proposé possède des caractéristiques intéressantes. Notamment sa généricité permet de l'appliquer sur divers types système simplement en changeant le modèle dynamique utilisé pour la résolution du problème de contrôle optimal. De même, il est possible de changer de type de contrôle en agissant uniquement sur la fonction coût utilisée. Un autre atout de cette méthode est qu'elle ne requiert que très peu d'effort de réglage des gains (pondération des différents éléments de la fonction coût) pour être opérationnelle.

Bien que des comparaisons quantitatives n'ont pas encore été menée pour confronter cette architecture à d'autres type de contrôle, il en résulte que les performances, bien que très satisfaisantes, ne semblent pas outrepasser d'autre type de contrôleur. Les architectures issues de la théorie du contrôle (synthèse H_∞ , retour d'état avec observateur de perturbation) semblent tout aussi adaptés au contrôle de systèmes tels que ceux étudiés. En revanche, la force de l'architecture proposée réside dans son adaptabilité. De plus, la résolution d'un problème de contrôle optimal permet l'utilisation de fonctions coût complexes pouvant par exemple servir à imposer des limites articulaires au système ou vérifier des critères de passivité. L'utilisation d'un algorithme de DDP paraît justifiée pour des systèmes possédant de fortes non linéarités, l'utilisation d'un solveur de type itérative linear quadratic regulator (iLQR) pourrait permettre de contrôler des systèmes montrant des non linéarité plus raisonnables en résolvant un problème simplifié.

Les différentes implémentations de notre architecture se basaient toujours sur la communication entre un système de calcul distant pour la résolution du problème de contrôle optimal et une électronique locale pour la génération de la commande du moteur. La fréquence de contrôle du système étant dans nos cas limitée par la vitesse de cette communication, l'intégration du solveur directement au sein de l'électronique locale pourrait permettre d'augmenter significativement la fréquence

de contrôle du système. La simplicité de l'algorithme et la faible dimension des modèles considérés rendraient cette opération possible sous réserve d'augmenter la puissance de calcul de l'électronique locale. Enfin, bien que l'architecture DDP-MPC se comporte bien en présence d'un modèle sensiblement différent du système qu'il décrit, les résultats présentés pourraient être améliorés par une modélisation plus fine des mécanismes étudiés ainsi qu'une estimation plus poussée des paramètres des modèles.

Prise en compte de la température de l'actionnement lors du contrôle des robots humanoïdes

Sommaire

5.1	Introduction	94
5.1.1	Plages de fonctionnement d'un moteur électrique	94
5.1.2	État de l'art - Modélisation et contrôle thermique d'actionneurs pour la robotique humanoïde	96
5.2	Modèle thermique	97
5.3	Estimation des paramètres du modèle	99
5.4	Contrôle articulaire avec prise en compte de la température	101
5.5	Perspectives - Contrôle corps complet avec prise en compte de la température	101

Les travaux détaillés dans ce chapitre ont été menés en collaboration avec Florian Valette lors de son stage de Master 1 au sein de l'équipe Gepetto du LAAS-CNRS.

5.1 Introduction

Les robots humanoïdes actionnés électriquement font face à des problèmes de puissance. En effet, les moteurs électriques sont habituellement conçus pour tourner vite, alors que les robots humanoïdes ont davantage besoin de couples articulaires. L'utilisation de rapports de réduction importants (typiquement autour de 100) permet d'adapter la plage de fonctionnement des actionneurs aux besoins du robot humanoïde. Cela étant, cette adaptation se fait au prix d'une transparence et d'un rendement réduit ainsi que d'une complexité mécanique et un risque de casse accru. Les mouvements classiques de la robotique humanoïde oscillent régulièrement entre fortes demandes en couple articulaire (jambe en phase de support) et fortes demandes en vitesse articulaire (jambe en phase de vol). Le plus souvent, les générateurs de mouvements ne considèrent que des limitations en valeur maximale de couple et de vitesse, qui ne sont pas compatibles avec les plages d'utilisation de nos moteurs électriques (voir sous-section 5.1.1). En effet, ceux-ci ont le plus souvent des valeurs limites très élevées en couple et vitesse articulaire, mais c'est la température qui est le facteur limitant. En particulier, les moteurs électriques sont conçus pour être utilisés de manière constante dans une certaine plage de fonctionnement, là où il est possible d'aller au-delà de cette plage pour un temps suffisamment court. Et dans ce cas, c'est la température du moteur qui nous indique que le moteur est toujours utilisé dans des conditions adéquates à son bon fonctionnement. La plage de fonctionnement d'un moteur électrique est exposée en Fig. 5.1 et davantage détaillée dans la sous-section 5.1.1.

5.1.1 Plages de fonctionnement d'un moteur électrique

Sur la Fig. 5.1 on observe la plage d'utilisation d'un moteur à courant continu (Maxon de 150W).

- La partie rouge de la courbe représente la plage d'utilisation continue du moteur. Tant que le point de fonctionnement se situe dans cette zone, le moteur est dans des conditions normales d'utilisation et ne risque aucun dommage.
- La courbe noire représente la puissance nominale du moteur, on remarque qu'il est possible en travaillant au bon régime vitesse/couple de développer davantage de puissance que la puissance nominale du moteur.

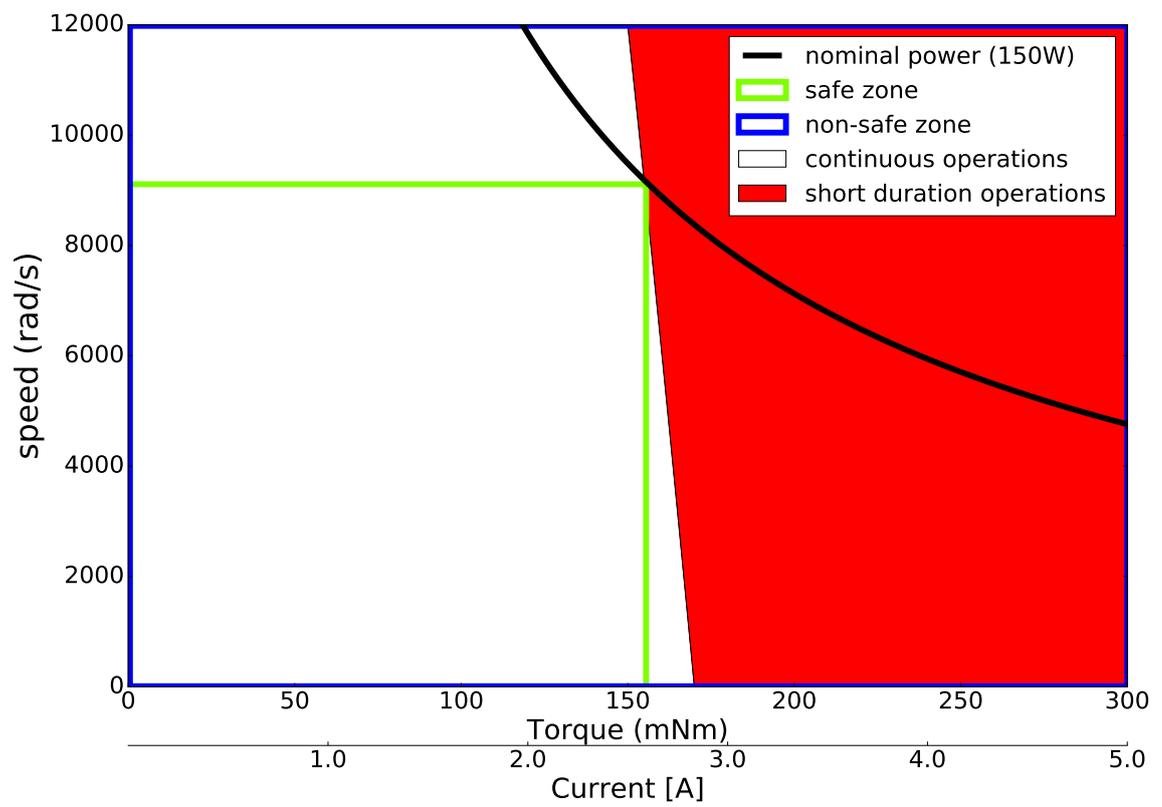


FIGURE 5.1 – Exemple de plage de fonctionnement possible d'un moteur électrique (moteur à courant continu Maxon 150W)

- Au-delà du cadre bleu se trouvent les valeurs limites de vitesse et de couple que le moteur ne peut fournir sous peine de destruction (couple trop important : déformation de la structure du moteur, vitesse trop importante : arrachements/élongations causés par la force centrifuge)
- La zone blanche représente une plage de fonctionnement utilisable uniquement pour de courtes périodes de temps. En effet, utiliser le moteur dans cette zone pendant trop longtemps engendre une surchauffe qui peut se traduire par une démagnétisation des aimants ainsi que la fonte du vernis d'isolation des fils de cuivre du bobinage.

Aussi, en mesurant uniquement la vitesse et le couple du moteur, donc sans tenir compte de sa température, 2 types d'utilisation sont envisageables :

- Mode sûr : En se restreignant à la zone encadrée en vert, le moteur ne court aucun risque, mais une partie de sa plage d'utilisation est perdue. Cela n'est pas souhaitable, particulièrement dans le cadre de la robotique humanoïde où le robot oscille entre des phases de forts besoins en couple articulaire et des phases où une grande vitesse articulaire est nécessaire.
- Mode non sûr : En autorisant le moteur à fonctionner dans toute la zone délimitée en bleu, il est possible d'exploiter la pleine plage d'utilisation du système mais dans ce cas, il y a un risque élevé d'endommager le moteur. En effet, un temps trop important passé dans la zone blanche "short duration operations" pourrait endommager ou détruire le moteur.

La solution permettant d'exploiter la totalité des capacités du moteur tout en garantissant son intégrité est de mesurer sa température. Nous nous proposons alors de modéliser l'évolution de la température des moteurs électriques du robot Talos afin de prendre en compte cette variable dans notre contrôle. Nous espérons ainsi garantir l'intégrité de nos systèmes d'actionnement tout en utilisant leur plein potentiel.

5.1.2 État de l'art - Modélisation et contrôle thermique d'actionneurs pour la robotique humanoïde

La modélisation thermique des moteurs électriques est maîtrisée et documentée pour de nombreux domaines d'application. Cependant, les contributions dans ce domaine et en rapport avec la robotique humanoïde sont peu nombreuses. Parmi ces travaux, plusieurs équipes ont ainsi modélisé le comportement thermique d'actionneurs afin de profiter du maximum de puissance tout en garantissant que les moteurs ne surchauffent [Kumagai 2014, Trujillo 2009, Urata 2008]. L'estimation du comportement thermique de l'actionnement semble d'autant plus répondre à des modèles relativement simples. La principale difficulté réside en réalité dans le

contrôle de ces systèmes en prenant en compte la température. En effet, la température évolue beaucoup plus lentement que les variables de position, vitesse et effort des systèmes d'actionnement. Il est donc nécessaire de développer des stratégies innovantes de contrôle permettant d'ajuster le contrôle des actionneurs en fonction de la température observée. Une autre approche consiste à optimiser la dissipation de chaleur des moteurs afin de limiter l'élévation de température. La première approche consiste à adapter le contrôle de manière à garder une température raisonnable, là où la seconde technique vise à améliorer le comportement thermique du système à la conception.

5.2 Modèle thermique

Le modèle que nous avons choisi est celui d'un moteur à courant continu dont l'élévation en température est proportionnelle à la puissance dissipée par effet Joule. Seuls les frottements visqueux sont considérés dans ce modèle. En effet, la précision du modèle en position/vitesse/accélération n'étant pas notre priorité. On a alors :

$$J_m \ddot{\theta}_m = K_M i_m - D_m \dot{\theta}_m - \tau_{ext} \quad (5.1)$$

Où J_M représente l'inertie du moteur, K_M le rapport courant/couple, D_M le coefficient de frottements visqueux et enfin τ_{ext} le couple extérieur appliqué au moteur. Ensuite, l'équation électrique du moteur nous donne :

$$\tau_M = K_M i_M = K_M \frac{U - E}{R} \quad (5.2)$$

Où U représente la tension d'alimentation du moteur, E la force électromotrice. et R la résistance des enroulements du moteur. Cette résistance étant dépendante de la température, on a :

$$R = R_{TA}(1 + \alpha_{CU}(T - T_A)) \quad (5.3)$$

Où R_{TA} représente la valeur de la résistance à température ambiante 20° , α_{CU} le coefficient de résistance thermique du cuivre et avec T et T_A les températures respectivement de l'enroulement et ambiante.

Les deux facteurs suivants interviennent dans l'évolution de la température du moteur :

- Les pertes Joules du moteur génèrent une élévation de température proportionnelle au courant qui circule dans le moteur
- Une partie de l'énergie calorifique est dissipée dans l'air par convection en 2 étapes : convection du cœur du moteur dans son carter puis convection du

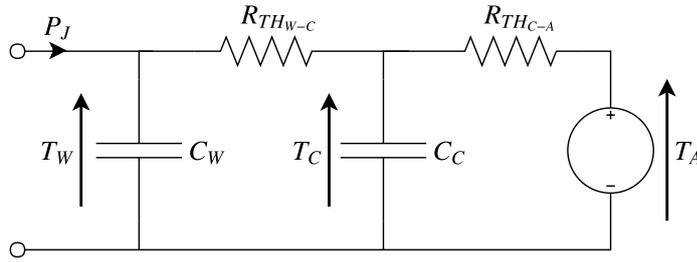


FIGURE 5.2 – Schéma électrique équivalent de modélisation du comportement thermique d'un moteur électrique

carter dans l'air ambiant (voir Fig. 5.2).

La puissance dissipée par effet Joules s'exprime :

$$P_J = R_{TA}(1 + \alpha_{CU}(T - T_A))i_M^2 \quad (5.4)$$

Le modèle de dissipation thermique peut être modélisé comme représenté sur le schéma Fig. 5.2.

Où T_W , T_C et T_A représentent respectivement les températures du bobinage (winding, cœur du moteur), du carter et de l'air ambiant. C_W et C_C représentent les capacités calorifiques du bobinage et du carter moteur tandis que $R_{TH_{W-C}}$ et $R_{TH_{C-A}}$ représentent les résistances de dissipation thermique du bobinage vers le carter et du carter vers l'air ambiant.

On obtient finalement le modèle dynamique d'évolution de la température du moteur suivant :

$$\begin{cases} C_W \frac{dT_W}{dt} = P_J - \frac{T_W - T_C}{R_{TH_{W-C}}} \\ C_C \frac{dT_C}{dt} = \frac{T_W - T_C}{R_{TH_{W-C}}} + \frac{T_A - T_C}{R_{TH_{C-A}}} \end{cases} \quad (5.5)$$

Notre système n'étant équipé que d'un capteur de température sur le carter du moteur, nous avons fait l'hypothèse que les températures au cœur du moteur et de son carter seraient suffisamment proches pour que nous puissions négliger la dissipation thermique du bobinage vers le carter. Cette hypothèse se traduit par un modèle plus simple et moins de paramètres à estimer. Il faudra en revanche prendre une marge de sécurité supplémentaire lors du contrôle du moteur, le cœur du moteur étant toujours légèrement plus chaud que son carter. Si nous n'avons pas les moyens matériels de vérifier cette hypothèse, elle paraît néanmoins raisonnable.

On en déduit ainsi le modèle simplifié suivant :

$$C\dot{T} = P_J - D_T(T - T_A) \quad (5.6)$$

Où C représente la capacité thermique équivalente du système et D_T le coefficient de dissipation thermique.

La température du système est alors modélisée comme évoluant en fonction du carré du courant moteur. Le terme $D_T(T - T_A)$ correspond à la dissipation de l'énergie calorifique du moteur au contact avec l'air ambiant. Finalement, on obtient le modèle suivant :

$$\frac{\partial}{\partial t} \begin{pmatrix} \theta_M \\ \dot{\theta}_M \\ T \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{\theta}_M \\ \frac{K_M}{J_M} i_M - \frac{D_M}{J_M} \dot{\theta}_M - \frac{\tau_{ext}}{J_M} \\ \frac{R_{TA}}{C} (1 + \alpha_{CU}(T - T_A)) i_M^2 - \frac{D_T}{C} (T - T_A) \end{pmatrix} \quad (5.7)$$

Il est possible de négliger le changement de résistance du bobinage du moteur avec la température et dans ce cas, nous obtenons un modèle plus simple bien que toujours non linéaire. Cette hypothèse reste vraie pour des élévations de température faible (dans le cas du cuivre, la résistance varie de 0.4% par degré). Si le modèle manque de précision, nous pourrions reconsidérer cette variation de résistance.

$$\frac{\partial}{\partial t} \begin{pmatrix} \theta_M \\ \dot{\theta}_M \\ T \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{\theta}_M \\ \frac{K_M}{J_M} i_M - \frac{D_M}{J_M} \dot{\theta}_M - \frac{\tau_{ext}}{J_M} \\ \frac{R_{TA}}{C} i_M^2 - \frac{D_T}{C} (T - T_A) \end{pmatrix} \quad (5.8)$$

5.3 Estimation des paramètres du modèle

L'estimation des paramètres du modèle a été réalisée en générant un couple élevé sur l'articulation du coude du robot Talos et par mesure des différentes variables du système. Une photo de la procédure expérimentale est disponible en Fig. 5.3. Une masse de 25 kg a ainsi été attachée au bras du robot afin de générer un couple élevé.

Comme on peut l'observer en Fig. 5.4, le modèle représente fidèlement la réalité. L'erreur est très faible lors de la montée en température et plus importante pour la descente. Cela s'explique par le fait que la température ambiante a été considérée constante sur la durée de l'expérience, mais le moteur et son électronique étant enfermés dans un même boîtier, la température ambiante est influencée par la température de ces 2 éléments. Il serait possible d'identifier ce phénomène et de l'inclure dans notre modèle, mais la température évoluant très lentement, la précision obtenue avec le modèle présenté est amplement suffisante.



FIGURE 5.3 – Procédure expérimentale de génération d'un couple élevé sur l'articulation du coude du robot Talos afin de faire évoluer la température de l'actionneur.

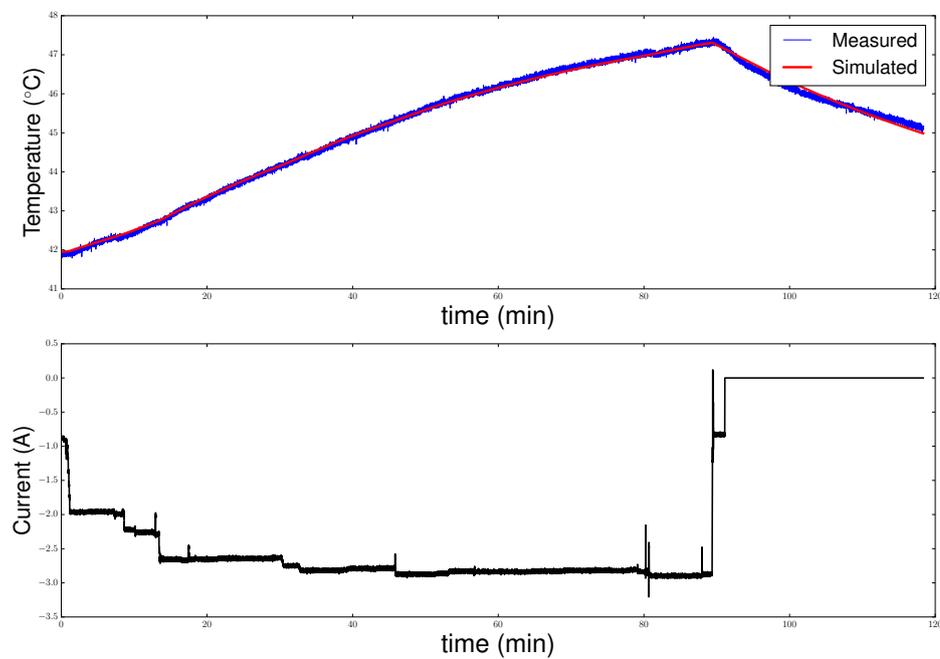


FIGURE 5.4 – Comparaison de l'évolution de la température du système réel et simulé pour une même entrée de commande en courant

5.4 Contrôle articulaire avec prise en compte de la température

En utilisant les modèles développés précédemment, nous nous proposons d'effectuer un contrôle articulaire en prenant en compte la température du système pour 2 raisons :

- Sécurité : l'intégrité du moteur est garantie.
- Puissance : en surveillant la température du système, nous sommes capables de générer des mouvements exploitant toute la plage d'utilisation de notre moteur.

Les différents modèles développés précédemment ne prennent en compte que la dynamique des moteurs et non un système complet d'actionnement. Dans le but de refléter le comportement de l'actionnement complet, il serait nécessaire d'ajouter la dynamique du système de transmission au modèle.

Les résultats présentés en Fig. 5.5 montrent le contrôle en simulation d'un actionneur sans prise en compte de la température. Le modèle dynamique a volontairement été modifié afin de rapprocher les dynamiques thermique et mécanique afin d'améliorer la visibilité des résultats. La tâche à réaliser est un contrôle en vitesse angulaire à 300rad.s^{-1} en présence d'un couple externe important. Dans le cas représenté en bleu, on force l'actionneur à ne pas dépasser une certaine limite en courant (fonctionnement "sûr") et l'on remarque alors que la réalisation de la tâche désirée est impossible. Dans le cas représenté en vert, on ne limite pas le courant. La tâche est correctement réalisée, mais la température simulée sur le moteur mènerait à sa destruction.

Nous avons ensuite souhaité contrôler le système en simulation grâce à l'architecture présentée précédemment. Cela s'est révélé problématique en raison de la grande différence de dynamique entre les variables thermiques et les variables mécaniques du système. Cela se traduit en pratique par l'obligation de considérer un horizon temporel très long, qui rend la résolution du problème très coûteuse en temps de calcul. Il serait nécessaire de poser le problème de manière découplée afin de garder un contrôle rapide qui estime l'évolution des différentes grandeurs à la cadence adéquate à chacune.

5.5 Perspectives - Contrôle corps complet avec prise en compte de la température

L'étude menée nous a permis de constater une mauvaise utilisation de nos moteurs électriques dans le cadre de la robotique humanoïde. Il est actuellement né-

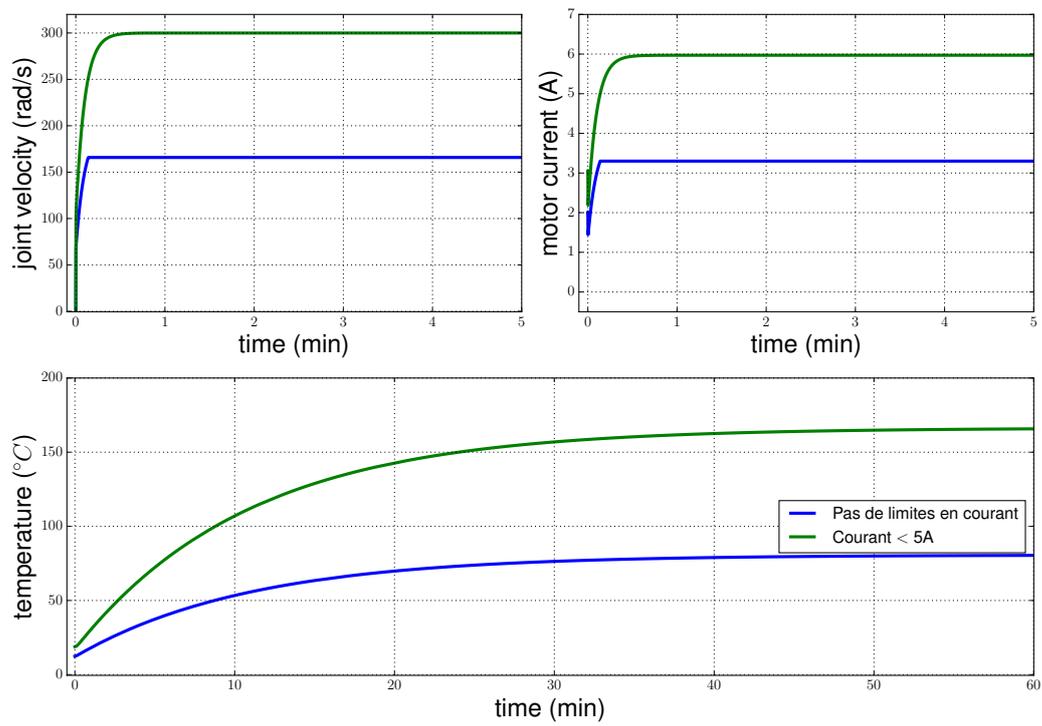


FIGURE 5.5 – Simulation de l'évolution de la température au sein d'un moteur électrique en utilisant 2 approches de contrôle différentes. L'une consiste à limiter le courant dans ces bornes admissibles et l'autre à le laisser évoluer librement.

cessaire de choisir entre un fonctionnement non optimal de notre moteur, mais garantissant son intégrité (toute la puissance disponible n'est pas accessible) ou un contrôle qui peut mener à sa destruction. Prendre en compte la température est la seule solution permettant d'exploiter le plein potentiel des moteurs tout en garantissant leur intégrité. L'approche proposée permet de tenir compte de la température dans le contrôle du moteur. Néanmoins, la température évoluant à un rythme très lent, il est nécessaire de résoudre notre optimisation de commande sur un horizon temporel très important qui n'est pas compatible avec le contrôle local du système d'actionnement. En effet, il nécessiterait l'utilisation d'horizons temporels trop importants pour une résolution du problème en temps réel. De plus, La cohabitation de variables évoluant à des dynamiques très différentes génère de mauvais conditionnements qui rend l'estimation des dérivées du modèle complexe. Enfin, les étages de contrôle précédents travaillant sur des horizons temporels de durée inférieure, il serait nécessaire de prédire le mouvement afin d'optimiser la température, ce qui paraît irréaliste. Deux approches pourraient alors être considérées pour y remédier :

- La température de l'actionnement pourrait être prise en compte lors de la phase de planification du mouvement. La dynamique d'évolution de la température étant plus proche de l'horizon temporel considéré lors de cette phase (typiquement plusieurs secondes), cela permettrait de générer des mouvements permettant de répartir la puissance sur les différentes articulations afin d'éviter une surchauffe d'une ou plusieurs articulations. La plupart du temps, cette phase est réalisée "hors ligne" car son intégration en temps réel est un vrai défi. Néanmoins, de nouveaux algorithmes de planification de mouvements deviennent suffisamment performants et réactifs pour une exécution temps réel [Fernbach 2018, Budhiraja 2018]. Aussi, l'intégration de la température dans la planification du mouvement générerait un surcoût calculatoire qui rendrait d'autant plus complexe son intégration dans un schéma de résolution temps réel.
- Une approche différente consisterait à résoudre le problème thermique comme une tâche découplée, utilisant un horizon temporel très grand. Ce problème prendrait comme entrées la série de tâches à effectuer en termes de mouvements et viendrait ajuster l'énergie admissible pour chacune des phases du mouvement afin que la température reste raisonnable. Cette énergie admissible viendrait comme entrée des autres organes de contrôle (planificateurs, contrôleur corps complet et contrôleur d'actionneurs) afin qu'ils ajustent la puissance maximale disponible à chaque instant du mouvement.

Contrôle en couple du robot humanoïde Talos

Sommaire

6.1	Introduction	106
6.2	État de l'art - Contrôle en force de robots humanoïdes	107
6.2.1	Contrôle en admittance	107
6.2.2	Contrôle en force	108
6.3	Présentation de l'architecture de contrôle	108
6.3.1	Filters - filtrage	109
6.3.2	Base estimator - estimation de la base	110
6.3.3	Inverse dynamics balance controller - contrôleur d'équilibre par dynamique inverse	110
6.3.4	Position controller - contrôleur en position	111
6.3.5	Torque controller - contrôleur en couple articulaire	112
6.3.6	Control manager - Gestionnaire de contrôle	112
6.3.7	Device - Composant	112
6.3.8	Joint trajectory generator - Générateur de trajectoires articulaires	113
6.3.9	COM trajectory generator - Générateur de trajectoire du centre de masse	113
6.3.10	Left/Right foot force trajectory generator - Générateur de trajectoire en force pour les pieds	113
6.3.11	Left/Right foot SE3 trajectory generator - Générateur de trajectoires en position/orientation pour les pieds	113
6.4	Problème résolu	113
6.5	Experiences	114
6.5.1	Compensation de gravité	114
6.5.2	Déplacement du centre de masse	115
6.6	Bilan d'avancement sur le robot Talos	115
6.7	Conclusion - Perspectives	116

Les travaux détaillés dans ce chapitre ont été menés en collaboration avec Paul Dandignac lors de son stage de Master 2 au sein de l'équipe Gepetto du LAAS-CNRS.

6.1 Introduction

Bien que le contrôle en position articulaire permette de contrôler efficacement les robots humanoïdes pour un coût calculatoire relativement faible, il devient insuffisant dès lors que l'on souhaite faire évoluer un robot dans un environnement complexe ou incertain. En effet, les mouvements obtenus grâce à ce type de contrôle manquent de robustesse, ainsi les moindres imperfections dans le terrain peuvent mener à une instabilité du robot. Plusieurs techniques permettent d'améliorer cette robustesse :

- Contrôle en admittance : Ce type de contrôle permet, tout en envoyant des commandes en positions articulaires au robot, d'obtenir un comportement souple, en asservissant les articulations en couple. Cette souplesse observée dépendra des gains utilisés pour le contrôle en position
- Flexibilités : L'ajout d'éléments élastiques dans la structure ou l'actionnement du robot permet de gagner en robustesse en absorbant une partie des chocs et déformations non souhaités. En revanche, cela a tendance à réduire la bande passante de contrôle du robot. De plus, en cas de chocs, l'excitation des flexibilités à des fréquences proches de leur fréquence propre peut mener à une instabilité du robot.
- Contrôle en couple articulaire : Le principe de ce type de contrôle est semblable au contrôle en admittance, à la différence que cette fois la chaîne complète de contrôle fonctionne en couple. Le contrôleur corps complet génère des trajectoires de référence en couple articulaire qui sont directement suivies par le système d'actionnement, asservi sur ces mêmes grandeurs. Ce type de contrôleur est plus robuste qu'un contrôleur en position ou admittance, mais requiert une fréquence de contrôle élevée pour être performant. En effet, les commandes en couples étant 2 degrés de dérivation supérieurs à la position angulaire, un contrôle trop lent de ces variables peut très vite mener à une divergence. Enfin, le contrôle en couple articulaire est très adapté à la génération de mouvements dynamiquement stables. En effet, les critères de stabilité de la robotique humanoïde se basent sur les forces qu'applique le robot sur l'environnement, qui sont directement liées aux couples articulaires.

La génération de trajectoires articulaires par commande en position ou vitesse

articulaire est une technique désormais maîtrisée. En revanche la génération de consigne en couple articulaire reste un domaine non résolu que nos travaux visent à améliorer. Ce type d'approche sert à contrôler précisément les forces qu'applique le robot humanoïde sur son environnement en commandant les articulations en couple articulaire. Le contrôle en couple articulaire comporte différents avantages par rapport au contrôle en position :

- Les critères de stabilité des robots humanoïdes s'expriment dans l'espace des forces, il paraît donc logique de conserver les commandes engendrées dans ce même espace.
- Le contrôle en force permet de connaître précisément les forces qu'applique le système sur l'environnement
- Ce type de contrôle permet de générer des mouvements plus robustes en terme d'équilibre du robot. Contrôlé ainsi, le robot modifiera naturellement sa posture en fonction des forces qui s'exercent sur lui, par exemple dans le cas d'un obstacle, d'une collision ou encore d'un sol non plat ou non régulier.

Le contrôle en couple se fait dans la pratique en deux étapes indépendantes :

- Le contrôleur corps complet doit générer des trajectoires articulaires de référence en couple
- Les articulations du robot doivent être asservies en couple

L'utilisation d'un de ces deux organes contrôlés en position n'empêche pas la robustesse de la génération de mouvement, si l'on utilise une approche appropriée. Néanmoins cela représente un cas sous-optimal de contrôle en couple. Ces cas seront étudiés dans l'état de l'art dédié section 6.2.

6.2 État de l'art - Contrôle en force de robots humanoïdes

Le contrôle des articulations en couple permet d'implémenter des contrôleurs corps complet plus robustes et efficaces. Les articulations étant contrôlées de cette manière, deux types de contrôleurs corps complet permettent d'améliorer la robustesse de la locomotion des robots humanoïdes : le contrôle en admittance et le contrôle en force.

6.2.1 Contrôle en admittance

Le contrôle en admittance représente une approche intermédiaire entre le contrôle en position et le contrôle en couple. En effet, bien que les articulations soient contrôlées en couple articulaire, le contrôleur corps complet génère des trajectoires

en position et vitesse des articulations. Un correcteur (typiquement proportionnel dérivé) est ensuite utilisé afin d'asservir ces positions articulaires de référence en contrôlant le couple de chaque articulation. Cette technique permet de mixer la stabilité d'un contrôle en position et la souplesse introduite par un contrôle en couple. Ce type de contrôle dans sa forme la plus simple ne comprenant pas de terme prédictif, cette approche ne nécessite pas de modéliser le système d'actionnement. La souplesse introduite dépend des gains des correcteurs utilisés et n'est donc pas modifiable en cours de trajectoire. Le réglage de ces gains nécessite donc de trouver un bon compromis entre souplesse et précision des mouvements. Plusieurs travaux ont exploité ce type d'approche [Seraji 1994, Li 2012, Ott 2010].

6.2.2 Contrôle en force

Le contrôleur corps complet en force exploite des articulations contrôlées en couple pour générer des trajectoires articulaires en couple. Comparé au contrôle en admittance, il offre davantage de possibilités. Le comportement en termes de souplesse/rigidité et de précision est notamment complètement contrôlé. Contrairement au contrôle en admittance, le contrôle en couple permet un asservissement articulaire à la fois par retour d'état et par commande directe (termes feedback et feedforward). Cela rend possible l'utilisation de méthodes de contrôle prédictif pour prendre en compte le modèle de l'actionnement et ainsi obtenir un contrôle articulaire plus efficace. Le principe du contrôleur corps complet en couple consiste à résoudre un problème d'optimisation sous forme de dynamique inverse dans l'espace des tâches (voir chapitre 2) afin de générer les trajectoires articulaires en couple aptes à réaliser le mouvement souhaité. Les implémentations de ce type de contrôleur sont de plus en plus nombreuses pour tous les bénéfices qu'il apporte [Stephens 2010, Kim 2004]. Certains robots ont été conçus spécifiquement pour expérimenter ce type de contrôle [Englsberger 2014, Stasse 2017]. Les travaux de [Del Prete 2016] ont permis d'implémenter un contrôle en couple du robot HRP2 alors que celui-ci n'avait pas été conçu pour cela initialement. En effet, n'étant pas équipé de capteurs de couples articulaires, il a été nécessaire de les estimer par résolution d'un problème de dynamique inverse. Les articulations ne pouvant être contrôlées en couple directement, la stratégie de commande utilisée a été de faire varier la position des articulations jusqu'à obtenir le couple articulaire souhaité.

6.3 Présentation de l'architecture de contrôle

Nous avons développé, au sein de l'équipe Gepetto du LAAS-CNRS une architecture de contrôle générique permettant le contrôle en couple de robots humanoïdes.

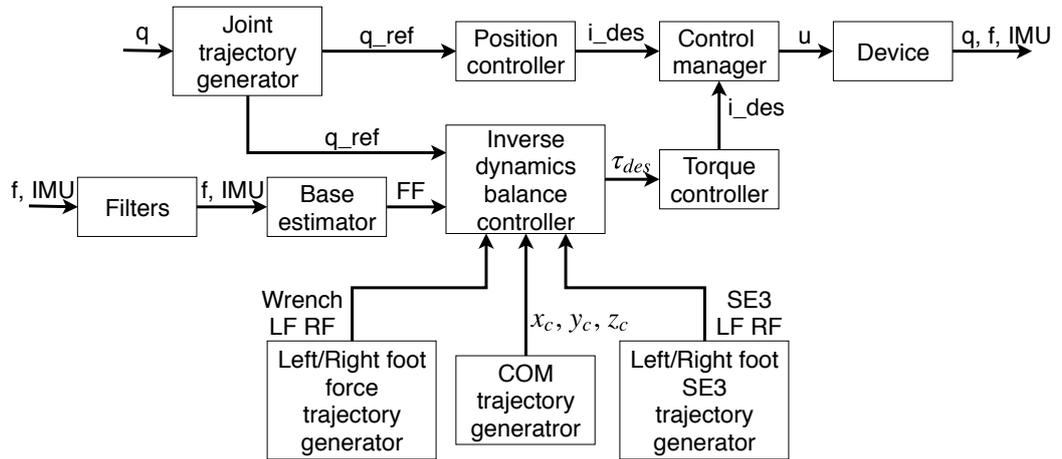


FIGURE 6.1 – Architecture de contrôle en couple de robots humanoïdes SOT-Torque-Control

Cette architecture a ensuite été adaptée aux robots humanoïdes HRP2 et Talos. Elle se base sur le logiciel Stack-Of-Tasks développé par l'équipe. L'un des travaux de cette thèse a été l'adaptation de cette architecture au robot Talos. En Fig .6.3 est représenté le schéma global de l'architecture dont nous détaillerons chaque bloc par la suite.

Les paragraphes suivants présentent le détails des différentes entités constitutives de cette architecture de contrôle.

6.3.1 Filters - filtrage

L'entité "Filters" permet de filtrer les divers capteurs du robot et de réaliser les différenciations nécessaires pour estimer les vitesses et accélérations. Cette entité prend pour entrées les valeurs de forces et couples générés par les capteurs de force des effecteurs terminaux ainsi que les mesures inertielles (accélérations et vitesses angulaires) de la centrale inertielle du robot. Elle fournit des valeurs filtrées de ces grandeurs.

6.3.2 Base estimator - estimation de la base

Cette entité a pour rôle l'estimation de la position, orientation et vitesse de la base (free flyer) à l'aide des mesures des forces qui s'appliquent sur le système et des mesures fournies par la centrale inertielle après filtrage. Dans un premier temps, cette étape était réalisée grâce à un filtre de Kalman étendu qui a depuis été remplacé par une méthode plus rapide et montrant une très bonne précision. La méthode retenue "Two Stage Weighted Average" est davantage détaillée dans [Flayols 2017].

6.3.3 Inverse dynamics balance controller - contrôleur d'équilibre par dynamique inverse

Cette entité permet de gérer l'équilibre du robot. Elle utilise le formalisme des tâches détaillé dans chapitre 2 ainsi que l'inversion du modèle dynamique du robot. L'implémentation de cette entité n'intègre pas directement de hiérarchie entre les tâches, le problème complet étant une somme pondérée de différentes tâches. Elle génère les couples articulaires permettant au robot de tenir debout grâce à la résolution d'un problème quadratique que l'on peut décomposer en plusieurs termes :

- Suivi de trajectoire de position du centre de masse
- Suivi de trajectoires articulaires (posture)
- Minimisation des efforts tangentiels et moments au niveau des pieds du robot

Ces tâches sont pondérées de manière à imposer une hiérarchie entre elles. De plus, le contrôleur permet d'assurer que les forces restent dans leur cône de frottement et que les limites en couple articulaire ne soient pas excédées. Cette entité a besoin des positions et vitesses de chaque articulation, de la position, orientation et vitesse de la base ainsi que des trajectoires de référence du centre de masse et des articulations. Finalement, elle génère les couples de référence pour chacune des articulations.

Problème résolu

Le problème résolu est le suivant : On définit une tâche e comme l'erreur entre l'état s du robot et un état désiré s^* .

$$e = s(q, \dot{q}, \ddot{q}, t) - s^*(t) \quad (6.1)$$

$$\dot{e} = \frac{\partial s}{\partial t} = \frac{\partial s}{\partial q} \frac{\partial q}{\partial t} = J\dot{q} \quad (6.2)$$

$$\ddot{e} = \dot{J}\dot{q} + J\ddot{q} \quad (6.3)$$

On impose une évolution de l'erreur de la forme :

$$\ddot{e} + K_P(s - s^*) + K_D(\dot{s} - \dot{s}^*) = 0 \quad (6.4)$$

En utilisant les équations (6.3) et (6.4), on obtient :

$$\ddot{q} = J^\dagger(K_P(s - s^*) + K_D(\dot{s} - \dot{s}^*)) - \dot{J}\dot{q} \quad (6.5)$$

En utilisant le modèle dynamique du robot :

$$M\ddot{q} + b(q, \dot{q}) = J_c^T \tau + J_f^T f \quad (6.6)$$

On obtient le résultat suivant, qui permet de calculer le couple de chaque articulation permettant de réaliser la tâche considérée.

$$\tau = (J_c^T)^+(MJ^+(K_P(s - s^*) + K_D(\dot{s} - \dot{s}^*) - \dot{J}\dot{q}) + b(q, \dot{q}) - J_f^T f) \quad (6.7)$$

On cherche ensuite une solution particulière parmi l'ensemble des solutions possibles, pour cela on cherchera à minimiser les couples articulaires.

$$\min_{\tau, \ddot{q}, w} \|\tau\| \quad (6.8)$$

$$s.t. \quad A\tau = b \quad (6.9)$$

Avec $A = J_c^T$ et $b = MJ^+(K_P(s - s^*) + K_D(\dot{s} - \dot{s}^*) - \dot{J}\dot{q}) + b(q, \dot{q}) - J_f^T f$. Ce vecteur de couples articulaires définit ainsi l'ensemble des couples nécessaires à la réalisation de la tâche désirée.

La résolution d'un problème comprenant plusieurs tâches se fait alors par sommation pondérée des différentes tâches.

$$\min_{\tau, \ddot{q}, w} \|\tau\| + \sum w_{e,i} e_i \quad (6.10)$$

Des contraintes sont ensuite ajoutées au problème quadratique afin de respecter les limites en position, vitesse et couple maximum des actionneurs.

6.3.4 Position controller - contrôleur en position

Cette entité permet de générer les consignes articulaires dans le but de réaliser un asservissement en position des articulations. Cet asservissement est réalisé à l'aide d'un correcteur proportionnel dérivé (PD) sur les positions articulaires. Il prend donc pour entrées la position des articulations, les positions et vitesses de

références ainsi que les gains du correcteur.

6.3.5 Torque controller - contrôleur en couple articulaire

Cette entité est similaire à la précédente, mais pour réaliser un contrôle en couple articulaire. Le contrôle n'est en revanche pas réalisé par un contrôleur PD, mais par inversion du modèle de l'actionnement. Le modèle utilisé lie le couple articulaire au courant moteur et à la vitesse articulaire en prenant en compte :

- Les frottements visqueux : $\tau_V = f_V \dot{\theta}$
- Les frottements de Coulomb (frottements secs) : $\tau_C = f_C \text{sign}(\dot{\theta})$
- Une relation linéaire entre le courant moteur et le couple articulaire (la dynamique électrique du moteur est négligée puisque très rapide devant la dynamique mécanique du système)

Les entrées de cette entité sont le couple articulaire, la vitesse articulaire ainsi que le couple de référence. La sortie est le courant de référence du moteur.

6.3.6 Control manager - Gestionnaire de contrôle

Ce gestionnaire a pour rôle d'aiguiller les bonnes consignes articulaires vers le système d'actionnement en fonction du type de contrôle souhaité sur chacune des articulations. Cette entité permet ainsi d'effectuer un contrôle en position sur certaines articulations et en couple sur les autres. Elle permet également de gérer autant de types de contrôle que nécessaire, en pouvant générer de nouveaux types de contrôle en ligne. Enfin, elle permet de borner les commandes pour qu'elles ne dépassent pas les limites fixées par les moteurs utilisés. Les entrées de ce système sont les consignes générées par les différents contrôleurs (en position, couple articulaire ...) et le type de contrôle souhaité pour chaque articulation. Les sorties sont les consignes envoyées au système réel ou simulé. Lors du changement du type de contrôle pour une ou plusieurs articulations, le passage se fait par une interpolation linéaire sur une durée d'une seconde afin d'éviter de générer des discontinuités qui pourraient déstabiliser le robot. Finalement, cette entité permet d'envoyer une commande nulle à tous les actionneurs dans le cas où une entité de l'architecture de contrôle aurait envoyé une demande d'arrêt d'urgence.

6.3.7 Device - Composant

Cette entité représente le robot ou le simulateur en fonction du cas d'utilisation considéré. Il prend pour entrées les commandes articulaires. Il renvoie en retour les positions de chaque articulation ainsi que les mesures des centrales inertielles et des

capteurs de force/couple des effecteurs terminaux et éventuellement des capteurs de couple articulaire s'ils sont présents.

6.3.8 Joint trajectory generator - Générateur de trajectoires articulaires

L'objectif de cette entité est de générer des trajectoires en positions articulaires pour les diverses articulations du robot. Elle permet ainsi de définir la position des articulations du robot ou d'effectuer des mouvements (ex. sinusoides) à des fréquences définies par l'utilisateur. Ces consignes de positions articulaires sont envoyées au contrôleur d'équilibre par dynamique inverse dans le but d'être traitées puis appliquées aux articulations (sous réserve qu'elles n'empêchent pas le bon équilibre du robot).

6.3.9 COM trajectory generator - Générateur de trajectoire du centre de masse

Cette entité génère des trajectoires de position du centre de masse. Elle permet par exemple de positionner le centre de masse au-dessus d'un pied avant de lever l'autre, dans le cas d'une marche quasi-statique.

6.3.10 Left/Right foot force trajectory generator - Générateur de trajectoire en force pour les pieds

Elle permet de générer les valeurs désirées des torseurs d'efforts qui s'appliquent aux pieds du robot. Dans la pratique il existe une entité spécifique pour chaque pied.

6.3.11 Left/Right foot SE3 trajectory generator - Générateur de trajectoires en position/orientation pour les pieds

De la même manière que l'entité précédente, cette entité génère les trajectoires en position et orientation pour les pieds du robot. Dans la pratique, deux entités distinctes permettent de générer les trajectoires de référence des deux pieds.

6.4 Problème résolu

Le problème mathématique résolu par l'entité "Inverse dynamics balance controller" est fondé sur une formulation en tâches, comme cela est expliqué dans le chapitre 2. Les tâches ne sont en revanche pas hiérarchisées, mais pondérées afin d'imposer une importance relative entre les différentes tâches. Le problème complet se

pose ainsi comme une somme pondérée de différentes tâches. Le problème complet comprend :

- Suivi de trajectoires de position du centre de masse (minimisation d'une erreur en position)
- Suivi de trajectoires de position des effecteurs terminaux (minimisation d'erreurs en position et orientation)
- Tâche d'asservissement des forces de contact (minimisation d'une erreur en force et moment)
- Tâche de posture articulaire (minimisation dans l'espace des configurations)
- Minimisation des forces tangentielles et des moments au niveau des pieds (minimisation des forces f_x et f_y ainsi que des moments au niveau des pieds)

Des contraintes permettent également de garantir que les forces de contact restent dans un cône de frottement et que les limites de couples articulaires ne soient pas dépassées.

6.5 Expériences

L'implémentation de cette architecture de contrôle est en cours de finalisation sur le robot Talos, aussi aucune expérience complète n'a encore été menée sur le robot. En revanche, cette architecture adaptée au robot HRP2 a permis de réaliser diverses expérimentations de contrôle en couple du robot. Ces expériences sont d'autant plus intéressantes que le robot HRP2 n'est initialement pas adapté à ce type de contrôle. En effet, le contrôle en couple articulaire nécessite une bonne estimation des couples pour être efficace ; or le robot HRP2 n'est pas équipé de capteur pour ces grandeurs ni même de capteurs de courant moteur. L'estimation des couples articulaires passe alors par la résolution d'un problème d'inverse dynamique qui permet à partir des mesures de forces et couples des effecteurs terminaux d'obtenir l'estimation des couples articulaires. Le robot a été pourvu de capteurs de courant supplémentaire sur les moteurs afin d'améliorer l'estimation des couples articulaires et d'aider dans l'identification du système d'actionnement. Finalement plusieurs types d'expériences ont été réalisées :

6.5.1 Compensation de gravité

La première expérience consiste à compenser les forces de gravité pour la position mesurée du robot. Cela revient ainsi à obtenir un robot complètement compliant qui restera immobile sans action extérieure et qui se déplacera librement en fonction des forces extérieures qui lui sont appliquées. La Fig. 6.2 représente cette expérience, bien que celle-ci soit plus intéressante à ressentir en termes de forces

que visuellement.



FIGURE 6.2 – Expérience de compensation de gravité sur le robot humanoïde HRP2 contrôlé en couple

6.5.2 Déplacement du centre de masse

La seconde expérience réalisée vient en amont d'un objectif de locomotion. Elle consiste à déplacer le centre de masse du robot. L'objectif à plus long terme est d'effectuer simultanément un suivi de trajectoire du centre de masse, des forces appliquées au sol et des positions des effecteurs terminaux dans le but de faire évoluer le robot dans son environnement. Comme on peut l'observer en Fig. 6.3, le robot change sa posture de manière à modifier la position de son centre de masse, comme on pouvait s'y attendre.

6.6 Bilan d'avancement sur le robot Talos

L'implémentation de l'architecture complète sur le robot Talos a permis d'effectuer l'expérience de montée en température des moteurs présentée en chapitre 5. Dans le cadre de cette expérience, le coude de Talos était contrôlé en couple dans le but de lever une charge lourde (40 kg) afin de mesurer l'évolution de la température du moteur. La Fig. 5.3 montre les conditions dans lesquelles l'expérience a été menée.

La plupart des fonctionnalités de l'architecture de contrôle sont disponibles sur



FIGURE 6.3 – Expérience de déplacement du centre de masse du robot humanoïde HRP2 contrôlé en couple

le robot Talos. Il est ainsi possible de contrôler chacune des articulations en position ou en couple indépendamment des autres grâce aux entités présentées précédemment. L’entité “contrôleur d’équilibre par dynamique inverse” nécessite encore des développements logiciels d’adaptation afin que le contrôle corps complet du robot soit possible.

6.7 Conclusion - Perspectives

Bien que ce travail ne soit pas finalisé et n’ait pas donné lieu à des contributions scientifiques, il représente une étape importante dans les travaux de l’équipe Getto. En effet, dans l’optique de réaliser des déplacements autonomes de nos robots dans un espace inconnu et potentiellement peuplé, un contrôle en couple articulaire et en forces appliquées sur l’environnement nous paraît incontournable. De plus, l’architecture développée se veut générique et évolutive, facilitant ainsi nos travaux à venir.

Le déploiement de cette architecture sur le robot Talos est terminé, mais nécessite encore des tests afin d’ajuster différents paramètres de réglage. Les premières expériences que nous réaliserons sur Talos seront identiques à celles effectuées sur HRP2 dans un premier temps. Quand le bon fonctionnement de l’architecture de contrôle sera validé dans son ensemble, nous souhaitons générer des mouvements de locomotion du robot sur sol régulier puis non régulier pour valider la robustesse de

notre approche. Finalement nous envisageons d'effectuer des mouvements de type perçage ou vissage afin d'évaluer l'intérêt et les performances de ce type de robot dans un milieu industriel.

Un des développements futurs dans le cadre de ce projet est l'intégration de l'architecture de contrôle DDP-MPC dans les entités de contrôle d'actionneurs (position controller et torque controller).

Conclusion générale

7.1 Conclusion

Les travaux réalisés au cours de cette thèse se sont efforcés d'améliorer la génération de mouvement des robots humanoïdes en étudiant leur système d'actionnement. En effet, les actionneurs sont cruciaux tant ils définissent les capacités du robot qu'ils équipent, en terme de puissance, de compliance et de précision des mouvements. Une attention toute particulière a été portée aux actionneurs présentant de bonnes capacités de compliance. Cette caractéristique est en effet particulièrement recherchée pour les robots d'interaction mais constitue également une approche intéressante pour amortir les impacts intervenants lors de la locomotion.

Nous avons étudié deux actionneurs : l'un pneumatique et l'autre électrique. L'actionneur pneumatique se base sur des muscles artificiels et l'actionneur électrique exploite une liaison écrou/vis à bille entraînant un câble. L'actionneur pneumatique est particulièrement adapté pour générer des mouvements dynamiques bien que compliant. Dans le cadre de nos travaux, il équipe un bras manipulateur à 7 degrés de liberté. L'actionneur à câble, quant à lui, présente de bonnes capacités d'estimation des couples articulaires et inclut une flexibilité propre à sa construction. Il a été utilisé dans plusieurs réalisations d'exosquelettes ainsi que dans les jambes du robot humanoïde Roméo. Ces deux systèmes d'actionnement ont été modélisés en vue de leur contrôle. Dans les deux cas, le modèle proposé saisit convenablement la dynamique du système réel mais pourrait toutefois gagner en précision. Nous avons décidé contrôler le système à une cadence élevée en utilisant un modèle simple mais perfectible, plutôt que l'inverse.

Nous avons ensuite développé une architecture de contrôle dans le but de commander ces systèmes d'actionnement. Idéalement, la conception d'un robot humanoïde et des contrôleurs qui lui sont associés devraient être réalisées en étroite collaboration. Cependant, cela n'est pas toujours possible en raison du grand nombre de compétences que requiert la robotique humanoïde et c'est avec cette idée en tête que nous avons conçu l'architecture de contrôle MPC-DDP. Cette dernière agit comme une interface d'abstraction entre le système d'actionnement et le système de génération de mouvement du robot et présente une généralité complète qui la rend

utilisable avec presque tout système. Cette architecture se base sur la résolution d'un problème de contrôle optimal sur un horizon temporel, et est ainsi adaptée à une approche de type "contrôle prédictif". Bien que ses performances en termes de contrôle n'aient pas encore été quantifiées, elle a permis de commander efficacement les 2 systèmes d'actionnement étudiés.

Aussi, nous avons modélisé le comportement thermique du système d'actionnement du robot Talos afin de prendre en compte la température des moteurs dans le contrôle. Les deux objectifs derrière ce choix étaient de garantir l'intégrité des moteurs contre une éventuelle surchauffe ainsi que de préserver la possibilité d'exploiter le plein potentiel des moteurs électriques. Le contrôle de cette variable sur un robot humanoïde complet se révèle très complexe tant elle évolue lentement par rapport aux variables manipulées lors de la génération de mouvements. Cette approche reste toutefois intéressante et il serait profitable de l'essayer sur des domaines ayant moins de contraintes de résolution en temps réel et dont les dynamiques thermique et mécanique sont plus proches (ex. adaptation de la commande d'un véhicule électrique ou assisté électriquement en prenant en compte la température).

Finalement, nous avons procédé à des développements logiciels afin de pouvoir adapter une architecture de contrôle existante au robot Talos. Cette architecture de contrôle vise à concrétiser la commande en couple du robot. À ce jour, les tests de cette architecture ont été validés sur le robot humanoïde HRP2. Ces tests sur le robot Talos sont en cours et donnent des résultats prometteurs.

7.2 Perspectives

L'architecture de contrôle présentée dans le cadre de cette thèse possède des propriétés intéressantes. Cela étant, il serait bénéfique de caractériser ses performances afin de pouvoir réaliser une étude comparative avec les autres méthodes de commande des actionneurs de la robotique humanoïde existantes. De la même manière, il serait intéressant de quantifier les performances des actionneurs présentés face à des actionneurs aux caractéristiques équivalentes.

La commande en couple du robot Talos nécessite encore quelques tests avant d'être effective. Toutefois, compte tenu de la construction du robot, de la quantité de capteurs qu'il embarque, et de la cadence de contrôle accessible, nous sommes très confiants quant aux performances que nous permettra d'obtenir une commande en couple sur ce robot. Comme nous l'avons mentionné ci-dessus, ce sentiment est d'autant plus fort que l'architecture développée au LAAS-CNRS pour ce type de contrôle permet déjà de contrôler le robot HRP2 alors que celui-ci n'a pas été conçu initialement pour être commandé en couple.

À une échéance plus lointaine, notre équipe envisage d'adapter l'architecture de contrôle MPC-DDP à une implémentation sur microcontrôleur au plus proche du système d'actionnement, vu le potentiel de cette démarche quand à l'amélioration de la fréquence de contrôle. Aussi les microcontrôleurs ne cessant de gagner en puissance, une implémentation sur ce type de processeur paraît envisageable.

Enfin pour terminer sur une note plus personnelle, nous pensons qu'une conception performante d'un robot humanoïde doit se baser sur les mouvements qu'on attend de lui et la manière dont le robot sera contrôlé. Aussi, pour être efficace, le contrôle du système doit prendre en compte les détails de sa construction mécatronique. De ce fait, c'est dans cette optique que j'aimerais poursuivre ma recherche, en considérant le système dans son ensemble et en participant à toutes les phases de son développement.

Intervenir au niveau de la conception, de la fabrication, du contrôle, de l'estimation de l'état et de la planification des mouvements du robot peut paraître complexe tant le nombre de domaines intervenant est important. Mais c'est le propre de la robotique de mélanger tant de savoirs et de compétences de spécialités différentes et être capable de tous les aborder ne peut mener qu'à une meilleure compréhension du système complet pour en améliorer ses performances.

7.3 Publications

- [Forget 2017] Implementation, Identification and Control of an Efficient Electric Actuator for Humanoid Robots - ICINCO 2018
- [Das 2016a] Controlling a multi-joint arm actuated by pneumatic muscles with quasi-DDP optimal control - IEEE MSC 2016
- [Das 2016b] Performing Explosive motions using a multi-joint arm actuated by pneumatic muscles with quasi-DDP optimal control - IEEE CCA 2016
- [Carpentier 2017] Multi-contact Locomotion of Legged Robots in Complex Environments – The Loco3D project - RSS Workshop on Challenges in Dynamic Legged Locomotion 2017

Bibliographie

- [Abroug 2014a] Neil Abroug et Edouard Laroche. *Structured H_∞ framework for impedance minimization on robot arm with compliant actuation*. Dans Control Applications (CCA), 2014 IEEE Conference on, pages 1300–1305. IEEE, 2014. (Cité en page 56.)
- [Abroug 2014b] Neil Abroug et Boris Moriniere. *Enhancing motor torque control by implementing H -infinity controller and compensating electronics nonlinearities*. Dans Industrial Electronics (ISIE), 2014 IEEE 23rd International Symposium on, pages 111–116. IEEE, 2014. (Cité en page 56.)
- [Ahmad Sharbafi 2017] Maziar Ahmad Sharbafi, Hirofumi Shin, Guoping Zhao, Koh Hosoda et Andre Seyfarth. *Electric-Pneumatic Actuator : A New Muscle for Locomotion*. Dans Actuators, volume 6, page 30. Multidisciplinary Digital Publishing Institute, 2017. (Cité en page 30.)
- [Albu-Schäffer 2007a] Alin Albu-Schäffer, Sami Haddadin, Ch Ott, Andreas Stemmer, Thomas Wimböck et Gerhard Hirzinger. *The DLR lightweight robot : design and control concepts for robots in human environments*. Industrial Robot : an international journal, vol. 34, no. 5, pages 376–385, 2007. (Cité en page 29.)
- [Albu-Schäffer 2007b] Alin Albu-Schäffer, Christian Ott et Gerd Hirzinger. *A unified passivity-based control framework for position, torque and impedance control of flexible joint robots*. The international journal of robotics research, vol. 26, no. 1, pages 23–39, 2007. (Cité en page 56.)
- [Alfayad 2009a] Samer Alfayad. *Robot humanoïde hydroïd : Actionnement, structure cinématique et stratégie de contrôle*. Université Versailles Saint Quentin, Paris, 2009. (Cité en pages 7 et 30.)
- [Alfayad 2009b] Samer Alfayad, Fathi Ben Ouezdou, Faycal Namoun et Gordon Cheng. *Lightweight high performance integrated actuator for humanoid robotic applications : Modeling, design & realization*. Dans Robotics and Automation, 2009. ICRA'09. IEEE International Conference on, pages 562–567. IEEE, 2009. (Cité en pages 8 et 30.)
- [Alfayad 2011a] Samer Alfayad, Fethi B Ouezdou, Faycal Namoun et Gordon Gheng. *High performance integrated electro-hydraulic actuator for robotics—Part I : Principle, prototype design and first experiments*. Sensors and Actuators A : Physical, vol. 169, no. 1, pages 115–123, 2011. (Cité en pages 8 et 30.)

- [Alfayad 2011b] Samer Alfayad, Fethi B Ouezdou, Faycal Namoun et Gordon Gheng. *High performance Integrated Electro-Hydraulic Actuator for robotics. Part II : Theoretical modelling, simulation, control & comparison with real measurements*. Sensors and Actuators A : Physical, vol. 169, no. 1, pages 124–132, 2011. (Cité en pages 8 et 30.)
- [Ariga 2012] Yohei Ariga, Hang TT Pham, Mitsunori Uemura, Hiroaki Hirai et Fumio Miyazaki. *Novel equilibrium-point control of agonist-antagonist system with pneumatic artificial muscles*. Dans Robotics and Automation (ICRA), 2012 IEEE International Conference on, pages 1470–1475. IEEE, 2012. (Cité en page 40.)
- [Bergamasco 2011] Massimo Bergamasco, Fabio Salsedo et Nicola Lucchesi. *High torque limited angle compact and lightweight actuator*, juillet 21 2011. US Patent App. 12/989,095. (Cité en page 37.)
- [Beyl 2014] Pieter Beyl, Michaël Van Damme, Ronald Van Ham, Bram Vanderborght et Dirk Lefeber. *Pleated pneumatic artificial muscle-based actuator system as a torque source for compliant lower limb exoskeletons*. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 19, no. 3, pages 1046–1056, 2014. (Cité en page 30.)
- [Budhiraja 2018] Rohan Budhiraja, Justin Carpentier, Carlos Mastalli et Nicolas Mansard. *Differential dynamic programming for multi-phase rigid contact dynamics*. working paper or preprint, juillet 2018. (Cité en page 103.)
- [Buondonno 2015] Gabriele Buondonno et Alessandro De Luca. *A recursive Newton-Euler algorithm for robots with elastic joints and its application to control*. Dans Intelligent Robots and Systems (IROS), 2015 IEEE/RSJ International Conference on, pages 5526–5532. IEEE, 2015. (Cité en page 56.)
- [Buondonno 2016] Gabriele Buondonno et Alessandro De Luca. *Efficient computation of inverse dynamics and feedback linearization for VSA-based robots*. IEEE robotics and automation letters, vol. 1, no. 2, pages 908–915, 2016. (Cité en pages 20 et 56.)
- [Caldwell 1995] Darwin G Caldwell, Gustavo A Medrano-Cerda et Mike Goodwin. *Control of pneumatic muscle actuators*. IEEE control systems, vol. 15, no. 1, pages 40–48, 1995. (Cité en page 55.)
- [Carpentier 2015] J Carpentier, F Valenza, N Mansard *et al.* *Pinocchio : fast forward and inverse dynamics for poly-articulated systems*, 2015. (Cité en page 19.)
- [Carpentier 2017] Justin Carpentier, Andrea Del Prete, Steve Tonneau, Thomas Flayols, Florent Forget, Alexis Mifsud, Kevin Giraud, Dinesh Atchuthan, Pierre Fernbach, Rohan Budhiraja *et al.* *Multi-contact Locomotion of Legged*

- Robots in Complex Environments–The Loco3D project*. Dans RSS Workshop on Challenges in Dynamic Legged Locomotion, page 3p, 2017. (Cité en pages 14 et 121.)
- [Chevallereau 2007] Christine Chevallereau, Guy Bessonnet, Gabriel Abba et Aoustin Yannick. Les robots marcheurs bipèdes : modélisation, conception, synthèse de la marche, commande. Hermès Sciences, Lavoisier, 2007. (Cité en page 9.)
- [Cummings 2016] Jonathan P Cummings, Dirk Ruiken, Eric L Wilkinson, Michael W Lanighan, Roderic A Grupen et Frank C Sup. *A compact, modular series elastic actuator*. Journal of Mechanisms and Robotics, vol. 8, no. 4, page 041016, 2016. (Cité en page 37.)
- [Daerden 2001] Frank Daerden et Dirk Lefeber. *The concept and design of pleated pneumatic artificial muscles*. International Journal of Fluid Power, vol. 2, no. 3, pages 41–50, 2001. (Cité en page 36.)
- [Daerden 2002] Frank Daerden et Dirk Lefeber. *Pneumatic artificial muscles : actuators for robotics and automation*. European journal of mechanical and environmental engineering, vol. 47, no. 1, pages 11–21, 2002. (Cité en page 36.)
- [Das 2016a] G Kumar Hari Shankar Lal Das, Bertrand Tondu, Florent Forget, Jérôme Manhes, Olivier Stasse et Philippe Souères. *Controlling a multi-joint arm actuated by pneumatic muscles with quasi-DDP optimal control*. Dans Intelligent Robots and Systems (IROS), 2016 IEEE/RSJ International Conference on, pages 521–528. IEEE, 2016. (Cité en pages 14 et 121.)
- [Das 2016b] G Kumar Hari Shankar Lal Das, Bertrand Tondu, Florent Forget, Jérôme Manhes, Olivier Stasse et Philippe Souères. *Performing Explosive motions using a multi-joint arm actuated by pneumatic muscles with quasi-DDP optimal control*. Dans Control Applications (CCA), 2016 IEEE Conference on, pages 1104–1110. IEEE, 2016. (Cité en pages 14 et 121.)
- [Das 2016c] Ganesh Kumar Hari Shankar Lal Das. *Design, modeling and control of inherently compliant actuators with a special consideration on agonist-anthropomorphic configuration*. PhD thesis, INSA de Toulouse, 2016. (Cité en page 38.)
- [Del Prete 2016] Andrea Del Prete, Nicolas Mansard, Oscar E Ramos, Olivier Stasse et Francesco Nori. *Implementing torque control with high-ratio gear boxes and without joint-torque sensors*. International Journal of Humanoid Robotics, vol. 13, no. 01, page 1550044, 2016. (Cité en page 108.)
- [Englsberger 2014] Johannes Engelsberger, Alexander Werner, Christian Ott, Bernd Henze, Maximo A Roa, Gianluca Garofalo, Robert Burger, Alexander Beyer,

- Oliver Eiberger, Korbinian Schmid *et al.* *Overview of the torque-controlled humanoid robot TORO*. Dans Humanoid Robots (Humanoids), 2014 14th IEEE-RAS International Conference on, pages 916–923. IEEE, 2014. (Cité en pages 4, 29 et 108.)
- [Escande 2013] Adrien Escande, Nicolas Mansard et P Wieber. *Hierarchical Quadratic Programming Part 1 : Fundamental Bases*. projects. laas. fr, 2013. (Cité en page 22.)
- [Featherstone 2014] Roy Featherstone. *Rigid body dynamics algorithms*. Springer, 2014. (Cité en page 18.)
- [Fernbach 2018] Pierre Fernbach, Steve Tonneau et Michel Taïx. *CROC : Convex Resolution Of Centroidal dynamics trajectories to provide a feasibility criterion for the multi contact planning problem*. 2018. (Cité en page 103.)
- [Flayols 2017] Thomas Flayols, Andrea Del Prete, Patrick Wensing, Alexis Mifsud, Mehdi Benallegue et Olivier Stasse. *Experimental evaluation of simple estimators for humanoid robots*. Dans Humanoid Robotics (Humanoids), 2017 IEEE-RAS 17th International Conference on, pages 889–895. IEEE, 2017. (Cité en page 110.)
- [Forget 2017] Florent Forget, Kevin Giraud-Esclasse, Rodolphe Gelin, Nicolas Mansard et Olivier Stasse. *Implementation, Identification and Control of an Efficient Electric Actuator for Humanoid Robots*. 2017. (Cité en pages 14 et 121.)
- [Garrec 2006] Philippe Garrec. *Screw and nut transmission and cable attached to the screw*, 2006. US Patent 7,073,406. (Cité en pages 31, 36, 43, 44 et 45.)
- [Garrec 2010] Philippe Garrec. *DESIGN OF AN ANTHROPOMORPHIC UPPER LIMB EXOSKELETON ACTUATED BY BALL-SCREWS AND CABLES*. Bulletin of the Academy of Sciences of the Ussr - Physical Series, vol. 72, no. 2, page 23, 2010. (Cité en pages 31 et 37.)
- [Geisert 2017] Mathieu Geisert, Andrea Del Prete, Nicolas Mansard, Francesco Romano et Francesco Nori. *Regularized hierarchical differential dynamic programming*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 33, no. 4, pages 819–833, 2017. (Cité en page 60.)
- [Geoffroy 2014] Perle Geoffroy, Olivier Bordron, Nicolas Mansard, M Raison, Olivier Stasse et Timothy Bretl. *A two-stage suboptimal approximation for variable compliance and torque control*. Dans European Control Conference, pages 1151–1157, 2014. (Cité en page 57.)
- [Hirukawa 2004] Hirohisa Hirukawa, Fumio Kanehiro, Kenji Kaneko, Shuuji Kajita, Kiyoshi Fujiwara, Yoshihiro Kawai, Fumiaki Tomita, Shigeoki Hirai, Kazuo

- Tanie, Takakatsu Isozumiet *al.* *Humanoid robotics platforms developed in HRP*. *Robotics and Autonomous Systems*, vol. 48, no. 4, pages 165–175, 2004. (Cité en page 4.)
- [Hosoda 2008] Koh Hosoda, Takashi Takuma, Atsushi Nakamoto et Shinji Hayashi. *Biped robot design powered by antagonistic pneumatic actuators for multi-modal locomotion*. *Robotics and Autonomous Systems*, vol. 56, no. 1, pages 46–53, 2008. (Cité en page 33.)
- [Hosoda 2010] Koh Hosoda, Yuki Sakaguchi, Hitoshi Takayama et Takashi Takuma. *Pneumatic-driven jumping robot with anthropomorphic muscular skeleton structure*. *Autonomous Robots*, vol. 28, no. 3, pages 307–316, 2010. (Cité en pages 29 et 33.)
- [Hu 2016] Yue Hu, Francesco Nori et Katja Mombaur. *Squat motion generation for the humanoid robot iCub with Series Elastic Actuators*. Dans *Biomedical Robotics and Biomechatronics (BioRob)*, 2016 6th IEEE International Conference on, pages 207–212. IEEE, 2016. (Cité en page 36.)
- [Huynh 2016] V Huynh, C Bidard et C Chevallereau. *Balance control for an active leg exoskeleton based on human balance strategies*. Dans *International Workshop on Medical and Service Robots*, pages 197–211. Springer, 2016. (Cité en page 56.)
- [Kanoun 2011] Oussama Kanoun, Florent Lamiraux et Pierre-Brice Wieber. *Kinematic control of redundant manipulators : generalizing the task priority framework to inequality tasks*. *IEEE Transactions on Robotics*, vol. 27, no. 4, pages 785–792, 2011. (Cité en page 22.)
- [Kim 2004] Jung-Hoon Kim et Jun-Ho Oh. *Walking control of the humanoid platform KHR-1 based on torque feedback control*. Dans *Robotics and Automation, 2004. Proceedings. ICRA'04. 2004 IEEE International Conference on*, volume 1, pages 623–628. IEEE, 2004. (Cité en page 108.)
- [Kumagai 2014] Iori Kumagai, Shintaro Noda, Shunichi Nozawa, Yohei Kakiuchi, Kei Okada et Masayuki Inaba. *Whole body joint load reduction control for high-load tasks of humanoid robot through adapting joint torque limitation based on online joint temperature estimation*. Dans *Humanoid Robots (Humanoids)*, 2014 14th IEEE-RAS International Conference on, pages 463–468. IEEE, 2014. (Cité en page 96.)
- [Laffranchi 2014] Matteo Laffranchi, Lisha Chen, Navvab Kashiri, Jinoh Lee, Nikos G Tsagarakis et Darwin G Caldwell. *Development and control of a series elastic actuator equipped with a semi active friction damper for hu-*

- man friendly robots*. Robotics and Autonomous Systems, vol. 62, no. 12, pages 1827–1836, 2014. (Cité en page 56.)
- [Li 2012] Zhibin Li, Nikos G Tsagarakis et Darwin G Caldwell. *A passivity based admittance control for stabilizing the compliant humanoid COMAN*. Dans Humanoid Robots (Humanoids), 2012 12th IEEE-RAS International Conference on, pages 43–49. IEEE, 2012. (Cité en page 108.)
- [Makarov 2013] Maria Makarov. *Contribution à la modélisation et la commande robuste de robots manipulateurs à articulations flexibles. Applications à la robotique interactive*. PhD thesis, Supélec, 2013. (Cité en page 37.)
- [Martinez-Villalpando 2008] Ernesto C Martinez-Villalpando, Jeff Weber, Grant Elliott et Hugh Herr. *Design of an agonist-antagonist active knee prosthesis*. Dans Biomedical Robotics and Biomechatronics, 2008. BioRob 2008. 2nd IEEE RAS & EMBS International Conference on, pages 529–534. IEEE, 2008. (Cité en page 40.)
- [Mehling 2015] Josh S Mehling. *Impedance control approaches for series elastic actuators*. PhD thesis, Rice University, 2015. (Cité en page 56.)
- [Misgeld 2017] Berno JE Misgeld, Lukas Hewing, Lin Liu et Steffen Leonhardt. *Robust gain-scheduled control of variable stiffness actuators*. IFAC-PapersOnLine, vol. 50, no. 1, pages 8804–8809, 2017. (Cité en page 57.)
- [Moriniere 2015] Boris Moriniere, Alexandre Verney, Neil Abroug, Philippe Garrec et Yann Perrot. *EMY : a dual arm exoskeleton dedicated to the evaluation of Brain Machine Interface in clinical trials*. Dans Intelligent Robots and Systems (IROS), 2015 IEEE/RSJ International Conference on, pages 5333–5338. IEEE, 2015. (Cité en pages 31 et 37.)
- [Murray 2017] Richard M Murray. *A mathematical introduction to robotic manipulation*. CRC press, 2017. (Cité en page 18.)
- [Nakamura 2007] Taro Nakamura et Hitomi Shinohara. *Position and force control based on mathematical models of pneumatic artificial muscles reinforced by straight glass fibers*. Dans Robotics and Automation, 2007 IEEE International Conference on, pages 4361–4366. IEEE, 2007. (Cité en page 55.)
- [Niiyama 2007] Ryuma Niiyama, Akihiko Nagakubo et Yasuo Kuniyoshi. *Mowgli : A bipedal jumping and landing robot with an artificial musculoskeletal system*. Dans Robotics and Automation, 2007 IEEE International Conference on, pages 2546–2551. IEEE, 2007. (Cité en page 33.)
- [Ott 2010] Christian Ott, Ranjan Mukherjee et Yoshihiko Nakamura. *Unified impedance and admittance control*. Dans Robotics and Automation (ICRA),

- 2010 IEEE International Conference on, pages 554–561. IEEE, 2010. (Cité en page 108.)
- [Paine 2014] Nicholas Arden Paine. *High-performance series elastic actuation*. PhD thesis, 2014. (Cité en page 37.)
- [Paine 2015] Nicholas Paine, Joshua S Mehling, James Holley, Nicolaus A Radford, Gwendolyn Johnson, Chien-Liang Fok et Luis Sentis. *Actuator control for the NASA-JSC Valkyrie humanoid robot : A decoupled dynamics approach for torque control of series elastic robots*. *Journal of Field Robotics*, vol. 32, no. 3, pages 378–396, 2015. (Cité en page 56.)
- [Parmiggiani 2012] Alberto Parmiggiani, Giorgio Metta et Nikos Tsagarakis. *The mechatronic design of the new legs of the iCub robot*. Dans *Humanoid Robots (Humanoids)*, 2012 12th IEEE-RAS International Conference on, pages 481–486. IEEE, 2012. (Cité en page 36.)
- [Pratt 1995] Gill A Pratt et Matthew M Williamson. *Series elastic actuators*. Dans *Intelligent Robots and Systems 95.'Human Robot Interaction and Cooperative Robots'*, Proceedings. 1995 IEEE/RSJ International Conference on, volume 1, pages 399–406. IEEE, 1995. (Cité en page 37.)
- [Radford 2015] Nicolaus A Radford, Philip Strawser, Kimberly Hambuchen, Joshua S Mehling, William K Verdeyen, A Stuart Donnan, James Holley, Jairo Sanchez, Vienny Nguyen, Lyndon Bridgwater *et al.* *Valkyrie : Nasa's first bipedal humanoid robot*. *Journal of Field Robotics*, vol. 32, no. 3, pages 397–419, 2015. (Cité en page 36.)
- [Reher 2016] Jacob Reher, Eric A Cousineau, Ayonga Hereid, Christian M Hubicki et Aaron D Ames. *Realizing dynamic and efficient bipedal locomotion on the humanoid robot DURUS*. Georgia Institute of Technology, 2016. (Cité en page 29.)
- [Sardellitti 2013] Irene Sardellitti, Gustavo A Medrano-Cerda, N Tsagarakis, Amir Jafari et Darwin G Caldwell. *Gain scheduling control for a class of variable stiffness actuators based on lever mechanisms*. *IEEE Transactions on Robotics*, vol. 29, no. 3, pages 791–798, 2013. (Cité en page 57.)
- [Seok 2012] Sangok Seok, Albert Wang, David Otten et Sangbae Kim. *Actuator design for high force proprioceptive control in fast legged locomotion*. Dans *Intelligent Robots and Systems (IROS)*, 2012 IEEE/RSJ International Conference on, pages 1970–1975. IEEE, 2012. (Cité en page 29.)
- [Seraji 1994] Homayoun Seraji. *Adaptive admittance control : An approach to explicit force control in compliant motion*. 1994. (Cité en page 108.)

- [Stasse 2017] Olivier Stasse, Thomas Flayols, Rohan Budhiraja, Kevin Giraud-Esclasse, Justin Carpentier, Joseph Mirabel, Andrea Del Prete, Philippe Souères, Nicolas Mansard, Florent Lamiraux *et al.* *TALOS : A new humanoid research platform targeted for industrial applications*. Dans Humanoid Robotics (Humanoids), 2017 IEEE-RAS 17th International Conference on, pages 689–695. IEEE, 2017. (Cité en pages 4 et 108.)
- [Stephens 2010] Benjamin J Stephens et Christopher G Atkeson. *Dynamic balance force control for compliant humanoid robots*. Dans Intelligent Robots and Systems (IROS), 2010 IEEE/RSJ International Conference on, pages 1248–1255. IEEE, 2010. (Cité en page 108.)
- [Tanaka 2017] Kazutoshi Tanaka, Satoshi Nishikawa, Ryuma Niiyama et Yasuo Kuniyoshi. *Humanoid robot performing jump-and-hit motions using structure-integrated pneumatic cable cylinders*. Dans Humanoid Robotics (Humanoids), 2017 IEEE-RAS 17th International Conference on, pages 696–702. IEEE, 2017. (Cité en page 33.)
- [Tassa 2011] Yuval Tassa. *Theory and implementation of biomimetic motor controllers*. Hebrew University of Jerusalem, 2011. (Cité en page 60.)
- [Tassa 2013] Yuval Tassa, Tingfan Wu, Javier Movellan et Emanuel Todorov. *Modeling and identification of pneumatic actuators*. Dans Mechatronics and Automation (ICMA), 2013 IEEE International Conference on, pages 437–443. IEEE, 2013. (Cité en pages 30 et 33.)
- [Tassa 2014] Yuval Tassa, Nicolas Mansard et Emo Todorov. *Control-limited differential dynamic programming*. Dans Robotics and Automation (ICRA), 2014 IEEE International Conference on, pages 1168–1175. IEEE, 2014. (Cité en pages 61 et 63.)
- [Thanh 2006] TU Diep Cong Thanh et Kyoung Kwan Ahn. *Nonlinear PID control to improve the control performance of 2 axes pneumatic artificial muscle manipulator using neural network*. *Mechatronics*, vol. 16, no. 9, pages 577–587, 2006. (Cité en page 55.)
- [Todorov 2010] Emanuel Todorov, Chunyan Hu, Alex Simpkins et Javier Movellan. *Identification and control of a pneumatic robot*. Dans Biomedical Robotics and Biomechatronics (BioRob), 2010 3rd IEEE RAS and EMBS International Conference on, pages 373–380. IEEE, 2010. (Cité en page 33.)
- [Tondu 2000] Bertrand Tondu et Pierre Lopez. *Modeling and control of McKibben artificial muscle robot actuators*. *IEEE control systems*, vol. 20, no. 2, pages 15–38, 2000. (Cité en page 36.)

- [Toudu 2005] Bertrand Toudu, Serge Ippolito, Jérémie Guiochet et Alain Daidie. *A seven-degrees-of-freedom robot-arm driven by pneumatic artificial muscles for humanoid robots*. The International Journal of Robotics Research, vol. 24, no. 4, pages 257–274, 2005. (Cité en page 33.)
- [Toudu 2012] Bertrand Toudu. *Modelling of the McKibben artificial muscle : A review*. Journal of Intelligent Material Systems and Structures, vol. 23, no. 3, pages 225–253, 2012. (Cité en pages 36 et 39.)
- [Trujillo 2009] Salomon Trujillo et Mark Cutkosky. *Thermally constrained motor operation for a climbing robot*. Dans Robotics and Automation, 2009. ICRA'09. IEEE International Conference on, pages 2362–2367. IEEE, 2009. (Cité en page 96.)
- [Tsagarakis 2009] Nikolaos G Tsagarakis, Matteo Laffranchi, Bram Vanderborght et Darwin G Caldwell. *A compact soft actuator unit for small scale human friendly robots*. Dans Robotics and Automation, 2009. ICRA'09. IEEE International Conference on, pages 4356–4362. IEEE, 2009. (Cité en page 56.)
- [Tsagarakis 2011] Nikos G Tsagarakis, Zhibin Li, Jody Saglia et Darwin G Caldwell. *The design of the lower body of the compliant humanoid robot “cCub”*. Dans Robotics and Automation (ICRA), 2011 IEEE International Conference on, pages 2035–2040. IEEE, 2011. (Cité en pages vii, 31 et 32.)
- [Tsagarakis 2013] Nikos G Tsagarakis, Stephen Morfey, Gustavo Medrano Cerda, Li Zhibin et Darwin G Caldwell. *Compliant humanoid coman : Optimal joint stiffness tuning for modal frequency control*. Dans Robotics and Automation (ICRA), 2013 IEEE International Conference on, pages 673–678. IEEE, 2013. (Cité en page 36.)
- [Urata 2008] Junichi Urata, Toshinori Hirose, Yuta Namiki, Yuto Nakanishi, Ikuo Mizuuchi et Masayuki Inaba. *Thermal control of electrical motors for high-power humanoid robots*. Dans Intelligent Robots and Systems, 2008. IROS 2008. IEEE/RSJ International Conference on, pages 2047–2052. IEEE, 2008. (Cité en page 96.)
- [Wensing 2017] Patrick M Wensing, Albert Wang, Sangok Seok, David Otten, Jeffrey Lang et Sangbae Kim. *Proprioceptive actuator design in the MIT Cheetah : Impact mitigation and high-bandwidth physical interaction for dynamic legged robots*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 33, no. 3, pages 509–522, 2017. (Cité en page 29.)
- [Wieber 2000] Pierre-Brice Wieber. *Modélisation et commande d'un robot marcheur anthropomorphe*. PhD thesis, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2000. (Cité en page 9.)

- [Wolf 2016] Sebastian Wolf, Giorgio Grioli, Oliver Eiberger, Werner Friedl, Markus Grebenstein, Hannes Höppner, Etienne Burdet, Darwin G Caldwell, Raffaella Carloni, Manuel G Catalano *et al.* *Variable stiffness actuators : Review on design and components*. IEEE/ASME transactions on mechatronics, vol. 21, no. 5, pages 2418–2430, 2016. (Cité en page 32.)
- [Yamada 1992] Takayuki Yamada et Tetsuro Yabuta. *Neural network controller using autotuning method for nonlinear functions*. IEEE Transactions on Neural Networks, vol. 3, no. 4, pages 595–601, 1992. (Cité en page 55.)
- [Yang 2014] Soo Sang Yang, Youn Baek Lee, Hyun Sik Sim et Yeon Taek Oh. *Robot joint driving apparatus, robot having the same and cable linkage method of robot joint driving apparatus*, janvier 28 2014. US Patent 8,635,929. (Cité en page 37.)

Résumé : La robotique humanoïde pose des problèmes d'actionnement et de contrôle complexes tant ce domaine a des besoins spécifiques. Cela implique la conception de constructions mécatroniques avancées. Dans le cadre de cette thèse, nous nous sommes intéressés aux actionneurs de ces robots et avons porté une attention particulière aux systèmes présentant de bonnes capacités de compliance. Par compliance, on entend la faculté du système à s'adapter à son environnement en adoptant un comportement souple. Cette caractéristique est particulièrement recherchée pour les interactions homme-robot et pour rendre les contacts entre le robot et son environnement plus doux. Nous avons étudié deux systèmes en détails : le premier est un système à base de muscles artificiels pneumatiques de McKibben et le second, un actionneur électrique à câble comportant une flexibilité. Nous avons développé et mis en œuvre une architecture de contrôle pour la commande des deux systèmes. L'intérêt de cette architecture réside dans son caractère générique et dans son exploitation au sein d'un schéma de commande prédictive (Model predictive control). Nous avons ensuite étudié le comportement thermique d'un actionneur en vue d'exploiter le plein potentiel de ce système tout en garantissant son intégrité. Finalement, nous avons mené des développements afin d'améliorer le contrôle en couple articulaire du robot humanoïde Talos.

Mots clés : Robotique Humanoïde, Actionnement, Mécatronique

Abstract : Humanoid robotics actuation and control is complex as this field has specific needs. This involves the design of advanced mechatronic constructions. In this thesis, we focused on the humanoid robots actuation and paid particular attention to systems with good compliance capabilities. Compliance refers to the ability of the system to adapt to its environment by adopting a flexible behaviour. This feature is particularly sought after for human-robot interactions and to make contacts between the robot and its environment smoother. We studied two systems in detail : the first is a system based on McKibben's artificial pneumatic muscles and the second is an electric cable driven actuator with flexibility. We have developed and implemented a control architecture for the control of both systems. The interest of this architecture lies in its generic nature and in its use within a model predictive control scheme. We then studied the thermal behaviour of an actuator in order to exploit the full potential of this system while ensuring its integrity. Finally, we have carried out developments to improve the joint torque control of the humanoid robot Talos.

Keywords : Humanoid Robotics, Actuation, Mechatronics
