



HAL
open science

Exploitation du Retour de Force pour l'Estimation et le Contrôle des Robots Marcheurs

Thomas Flayols

► **To cite this version:**

Thomas Flayols. Exploitation du Retour de Force pour l'Estimation et le Contrôle des Robots Marcheurs. Automatique / Robotique. INSA de Toulouse, 2018. Français. NNT : 2018ISAT0025 . tel-01975078v2

HAL Id: tel-01975078

<https://theses.hal.science/tel-01975078v2>

Submitted on 31 Jan 2019

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.

Université Fédérale



Toulouse Midi-Pyrénées

THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ FÉDÉRALE TOULOUSE MIDI-PYRÉNÉES

Délivré par :

l'Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse (INSA de Toulouse)

Présentée et soutenue le 12/10/2018 par :

THOMAS FLAYOLS

**Exploitation du Retour en Force Pour l'Estimation et le Contrôle des
Robots Marcheurs**

JURY

| | | |
|---------------------|------------------------|--------------------|
| OLIVIER STASSE | Directeur de Recherche | Directeur de Thèse |
| ANDREA DEL PRETE | Research Scientist | Directeur de Thèse |
| NICOLAS MANSARD | Directeur de Recherche | Président du Jury |
| EIICHI YOSHIDA | Professor | Rapporteur |
| LUDOVIC RIGHETTI | Associate Professor | Rapporteur |
| VINCENT PADOIS | Maitre de Conférences | Membre du Jury |
| PIERRE-BRICE WIEBER | Chargé de recherche | Membre du Jury |
| SEBASTIEN BORJA | Ingénieur | Invité |

École doctorale et spécialité :

EDSYS : Robotique 4200046

Unité de Recherche :

Laboratoire d'analyse et d'architecture des systèmes

Directeur(s) de Thèse :

Olivier STASSE et Andrea DEL PRETE

Rapporteurs :

Eiichi YOSHIDA et Ludovic RIGHETTI

Remerciements

Je tiens en premier lieu à remercier mes directeurs et encadrants de thèses Olivier Stasse, Andrea Del Prete et Nicolas Mansard, dont les qualités complémentaires ont permis de mener à bien les travaux entrepris pendant ces trois années de doctorat. En plus d'être d'excellents chercheurs, ils se sont montrés disponibles, à l'écoute, et ont su, chacun à leur façon, partager leur grande passion pour la robotique.

Je remercie également les membres de mon jury de thèse d'avoir accepté d'évaluer ce rapport. Je suis heureux d'avoir pu échanger avec ces spécialistes, dont les travaux ont guidé mes réflexions scientifiques.

J'exprime aussi ma gratitude à l'ensemble des membres de l'équipe Gepetto du LAAS avec qui j'ai eu la chance de partager des conversations aussi variées qu'intéressantes, sur des sujets scientifiques ou non.

Enfin, et surtout, c'est ma famille et mes amis que je remercie. Cette période aura été riche à bien des niveaux, et c'est aussi à eux que je le dois.

A tous, Merci !

Table des matières

| | |
|---|-----------|
| Positionnement de la thèse | 1 |
| 0.1 Introduction | 1 |
| 0.2 État de l’art | 2 |
| 0.3 Contributions | 4 |
| 0.3.1 Estimation | 5 |
| 0.3.2 Contrôle en force | 5 |
| 0.3.3 Contrôle en force sur contact flexible | 6 |
| 0.3.4 Génération de consignes | 7 |
| 1 Modèles mathématiques et génération de consigne | 9 |
| 1.1 Introduction | 10 |
| 1.2 Dynamique d’un robot marcheur | 10 |
| 1.2.1 Mise en équation | 10 |
| 1.2.2 Critère d’équilibre | 11 |
| 1.2.3 La dynamique centroïdale | 14 |
| 1.2.4 Pendule inverse linéarisé: un modèle simplifié du robot | 14 |
| 1.3 Objectifs de haut niveau | 15 |
| 1.3.1 Tâches | 16 |
| 1.4 Génération de consignes articulaires en couple | 17 |
| 1.4.1 Dynamique inverse dans l’espace des tâches | 17 |
| 1.5 Conclusion | 18 |
| 2 Perception et estimation | 21 |
| 2.1 Introduction | 22 |
| 2.2 Capteurs | 22 |
| 2.2.1 Codeurs des liaisons | 22 |
| 2.2.2 IMU | 23 |
| 2.2.3 Capteur de force de contact | 24 |
| 2.2.4 Couples articulaires | 25 |
| 2.3 Filtrages | 25 |
| 2.3.1 Dérivation | 25 |
| 2.3.2 Intégration | 26 |
| 2.4 Estimateurs d’état | 26 |
| 2.5 Méthode 1: Moyennes pondérées en deux étapes | 29 |
| 2.5.1 Estimation 6d basée sur la cinématique | 29 |
| 2.5.2 Estimation de l’orientation via l’IMU | 30 |
| 2.5.3 Fonctions de pondération | 30 |
| 2.5.4 Fusionner les estimations | 32 |
| 2.5.5 Compensation des glissements des pieds | 33 |
| 2.6 Méthode 2: Un filtre de Kalman linéaire | 34 |

| | | |
|----------|---|-----------|
| 2.6.1 | Modèle de processus | 34 |
| 2.6.2 | Modèle de mesure | 35 |
| 2.6.3 | Pondération du bruit de modèle | 35 |
| 2.7 | Résultats | 36 |
| 2.7.1 | Vérité terrain | 36 |
| 2.7.2 | Expérience 1: Bousculement | 36 |
| 2.7.3 | Expérience 2: CoM Sinusoïdal | 40 |
| 2.7.4 | Expérience 3: Marche | 40 |
| 2.7.5 | Identification des flexibilités aux chevilles | 40 |
| 2.7.6 | Politique de mise à jour des pieds | 40 |
| 2.7.7 | Métriques | 41 |
| 2.7.8 | Temps de calcul | 41 |
| 2.7.9 | Discussion | 41 |
| 2.8 | Conclusion | 42 |
| 3 | Actionnement et asservissement articulaire | 45 |
| 3.1 | Introduction | 46 |
| 3.2 | Principaux types d'actionnement | 46 |
| 3.3 | Asservissement articulaire | 47 |
| 3.3.1 | Contrôle en position | 47 |
| 3.3.2 | Contrôle en couple | 48 |
| 3.3.3 | Contrôle en admittance | 49 |
| 3.4 | Modélisation et identification des motoréducteurs d'HRP-2 | 50 |
| 3.4.1 | Modélisation | 51 |
| 3.4.2 | Identification | 52 |
| 3.5 | Commande en couple d'HRP-2 | 54 |
| 3.5.1 | Compensation des frottements de coulomb | 55 |
| 3.5.2 | Amélioration de la boucle en courant | 55 |
| 3.5.3 | Résultats | 57 |
| 3.5.4 | Limitations | 59 |
| 3.6 | Conclusion | 61 |
| 4 | Contrôle d'un robot sur contacts flexibles | 63 |
| 4.1 | Introduction | 65 |
| 4.1.1 | Présentation du problème | 65 |
| 4.1.2 | État de l'art | 65 |
| 4.1.3 | Contributions | 66 |
| 4.1.4 | Structure du chapitre | 66 |
| 4.2 | Dynamique centroïdale et Contacts Flexibles | 67 |
| 4.2.1 | Modèle des Contacts Élastiques | 67 |
| 4.2.2 | Importance de la Raideur ou de l'Amortissement | 67 |
| 4.2.3 | Dynamique Centroïdale | 68 |
| 4.3 | Formulation d'un nouveau contrôleur (TSID-Flex-K) | 69 |
| 4.3.1 | Linéarisation du retour d'état | 69 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 4.3.2 | Régulateur par retour d'état linéaire | 70 |
| 4.3.3 | Contraintes sur les cônes de frottement | 71 |
| 4.3.4 | Résumé | 71 |
| 4.4 | Contrôle sur des contacts rigides (TSID-Rigid) | 72 |
| 4.4.1 | Présentation du contrôleur | 72 |
| 4.4.2 | Dynamique en boucle fermée | 72 |
| 4.4.3 | Dynamique en boucle fermée avec retour de force | 73 |
| 4.5 | Contrôle sur des contacts flexibles via l'amortissement (TSID-Flex-B) | 74 |
| 4.5.1 | Présentation du contrôleur | 75 |
| 4.5.2 | Dynamique en boucle fermée | 75 |
| 4.6 | Contrôle en Admittance (TSID-Adm) | 76 |
| 4.6.1 | Présentation du contrôleur | 76 |
| 4.6.2 | Dynamique en boucle fermée | 77 |
| 4.6.3 | Contrôle en admittance classique | 78 |
| 4.7 | Estimation | 79 |
| 4.8 | Résultats | 80 |
| 4.8.1 | Environnement de simulation | 80 |
| 4.8.2 | Présentation des expériences | 82 |
| 4.8.3 | TSID-Rigid | 85 |
| 4.8.4 | TSID-Adm | 86 |
| 4.8.5 | TSID-Flex-B | 87 |
| 4.8.6 | TSID-Flex-K | 89 |
| 4.9 | Discussions et Conclusions | 91 |
| 5 | Formulation d'un générateur de marche réactive | 93 |
| 5.1 | Introduction | 94 |
| 5.1.1 | Locomotion | 94 |
| 5.2 | Contrôle prédictif | 94 |
| 5.3 | Formulation couplée pour un générateur de marche | 95 |
| 5.3.1 | Évolution du pendule inverse | 97 |
| 5.3.2 | Formulation d'un coût quadratique | 99 |
| 5.3.3 | Couplage corps complet et variable MPC | 102 |
| 5.3.4 | Trajectoire adaptative du pied de vol | 102 |
| 5.3.5 | Formulation du problème couplé | 103 |
| 5.4 | Résultats | 104 |
| 5.5 | Conclusion | 106 |
| | Conclusion | 109 |
| | Bibliographie | 113 |

Table des figures

| | | |
|-----|--|----|
| 1 | Exemple d'un robot marcheur, le robot Pyrène, premier prototype de la série TALOS par PAL ROBOTICS | 1 |
| 2 | Schéma de contrôle d'un robot marcheur, approche classique découplée. | 3 |
| 3 | Proposition de rétroactions dans le schéma de contrôle d'un robot marcheur et positionnement des contributions | 5 |
| 1.1 | Équilibre statique | 12 |
| 1.2 | Stabilité dynamique | 13 |
| 1.3 | Modélisation par pendule inverse | 14 |
| 1.4 | Linéarisation d'un cône de frottement par 4 inégalités | 19 |
| 2.1 | Dans cette partie, on s'intéresse à l'estimation de la position 0M_b et de la vitesse de la base d'un robot au travers d'estimateurs simples fusionnant la cinématique des jambes et les mesures issue d'une centrale inertielle. | 27 |
| 2.2 | Pondération λ_z en fonction de la mesure du ZMP avec $\sigma_{\varepsilon_z} = 1cm$. Le rectangle représente les limites du pied d'HRP-2. | 31 |
| 2.3 | Orientation de la base pendant l'expérience 1. Le dernier tracé montre l'évolution de la fonction de pondération normalisée $\lambda = \lambda_L/(\lambda_L + \lambda_R)$. Mo-Cap correspond à la vérité terrain. KF et WA sont les estimations obtenues par filtre de Kalman et par moyenne pondérée respectivement. | 38 |
| 2.4 | Vitesse de la base pendant l'Expérience 1. Le dernier tracé montre l'évolution de la fonction de pondération normalisée $\lambda = \lambda_L/(\lambda_L + \lambda_R)$ | 38 |
| 2.5 | Position de la base pendant l'expérience 2. Cette figure permet de mettre en évidence l'utilité de la fonction de pondération $\lambda = \lambda_L/(\lambda_L + \lambda_R)$, qui fait tendre l'estimation par moyenne pondérée vers l'estimation via le pied droit quand λ décroît. | 39 |
| 2.6 | Position de la base pendant l'expérience 3. Le dernier tracé montre l'évolution de la fonction de pondération normalisée $\lambda = \lambda_L/(\lambda_L + \lambda_R)$. Les deux estimateurs (KF et WA) montrent une dérive d'environ 10% de la trajectoire parcourue dans l'axe x. | 39 |
| 3.1 | Structure d'asservissement par rétroaction pure | 47 |
| 3.2 | Structure d'asservissement par rétroaction et action directe | 48 |
| 3.3 | Structure du contrôle moteur du robot HRP-2. En rouge, la modification électronique apportée permettant l'identification de la motoreduction et l'amélioration du suivi en courant. | 50 |
| 3.4 | PCB conditionnement des mesures de courant. - 16 voies | 51 |
| 3.5 | Structure de conditionnement des mesures de courant - une voie | 51 |

| | | |
|------|---|-----|
| 3.6 | Exemple d'identification de motoréducteur - Genou droit d'HRP-2. En rouge et bleu, les données retenues de vitesses positives et négatives respectivement. En gris, les données de vitesses non nulles (a), ou non constantes (b) | 53 |
| 3.7 | Amélioration du suivi en courant grâce à une seconde rétroaction, avec gain intégral, compensation de la zone morte et des termes dus aux forces contre-électromotrices. Axes du genou et de la hanche d'HRP-2 | 56 |
| 3.8 | Tests d'interaction avec HRP-2 contrôlé en couple | 59 |
| 3.9 | Tests de suivi de centre de masse avec HRP-2 contrôlé en couple. Trajectoire sinusoïdale selon l'axe y. Amplitude: 10cm ; demi-période: 1.5s. Vidéo: https://youtu.be/IS3cQrzig3oo | 60 |
| 3.10 | Expérience de suivi de trajectoire sinusoïdale du centre de masse, avec $K_p^\tau = 0$ | 60 |
| 3.11 | Expérience de suivi de trajectoire sinusoïdale du centre de masse, avec $K_p^\tau = 0.5$ | 61 |
| 4.1 | Performance des quatre méthodes de contrôle pour la tâche de suivi du centre de masse sinusoïdal, avec $\zeta = 0.3$ | 82 |
| 4.2 | Régulation du centre de masse lorsque le robot est soumis à une force externe, avec $\zeta = 0.3$ | 83 |
| 4.3 | Régulation du CoM par TSID-Rigid quand le robot est soumis à une force externe, pour différents taux d'amortissements ζ | 85 |
| 4.4 | Forces de contact quand le robot est soumis à des forces externes. | 86 |
| 4.5 | Comparaison des couples articulaires générés par les approches TSID-Flex-B et TSID-Flex-K quand le robot est soumis à des forces externes. | 87 |
| 4.6 | Comparaison des accélérations des points de contact générés par les approches TSID-Flex-B et TSID-Flex-K quand le robot est soumis à des forces externes. | 88 |
| 4.7 | TSID-Flex-K avec EKF, test de suivi de CoM, $\zeta = 0.2$ | 89 |
| 4.8 | TSID-Flex-K avec EKF, test de poussée, $\zeta = 0.2$ | 90 |
| 5.1 | Trajectoire affine du centre de pression en phase de double support | 98 |
| 5.2 | Coût sur le placement des pieds | 99 |
| 5.3 | Sans heuristiques ou contraintes sur le placement des pieds, l'optimum est aberrant | 100 |
| 5.4 | Génération de position des pas par commande prédictive | 100 |
| 5.5 | Évolution de la pondération du coût sur le placement du prochain point d'appui p_1^* | 101 |
| 5.6 | Trajectoire adaptative du pied, simulation avec p_1 suivant une marche aléatoire. À partir de $t=0.8$, la destination $p_1^*(t)$ est gardée constante pour limiter les accélérations. | 103 |

| | | |
|-----|---|-----|
| 5.7 | Environnement de simulation avec commande au joystick de la marche du robot Roméo. | 104 |
| 5.8 | Évolutions du centre de masse et du centre de pression résultant du générateur de marche par commande prédictive. | 105 |

Liste des tableaux

| | | |
|-----|---|-----|
| 2.1 | Erreur efficace (RMSE) et erreur maximale de la position de la base (P), de l'orientation (R) et de la vitesse (V). Les colonnes WA correspondent à la moyenne pondérée en deux étapes avec des pondérations adaptatives ou fixes. La colonne KF correspond au filtre de Kalman avec covariances pondérées. | 37 |
| 3.1 | Paramètres identifiés des motoréducteurs de la jambe droite d'HRP-2 | 54 |
| 3.2 | Paramètres du contrôleur | 58 |
| 4.1 | Paramètres de la simulation | 80 |
| 4.2 | Paramètres - TSID-Flex-K. | 81 |
| 4.3 | Paramètres - TSID-Adm. | 81 |
| 4.4 | Paramètres - TSID-Rigid. | 81 |
| 4.5 | Paramètres - TSID-Flex-B. | 81 |
| 4.6 | EKF écarts-types des bruits. | 81 |
| 5.1 | Paramètres du générateur de marche par commande prédictive . . . | 106 |

Positionnement de la thèse

0.1 Introduction

Les robots marcheurs tels que les quadrupèdes ou les humanoïdes sont en théorie capables d'évoluer dans des environnements quelconques, sans aménagement spécial. En effet, leurs jambes leur permettent de se déplacer sur divers terrains inaccessibles aux robots à roues. Certains robots sont par exemple déjà capables d'emprunter un escalier ou de se déplacer en milieu naturel [Kudruss 2015, Raibert 2008].

De manière contre-intuitive, contrôler le mouvement artificiel de tels robots est une tâche des plus compliquées. C'est d'autant plus difficile à comprendre que nous sommes des créatures bipèdes, qui maîtrisons la marche avec une évidence naturelle. L'engouement pour la recherche sur les robots marcheurs peut autant s'expliquer par les possibles applications concrètes [Pratt 2013, Kydd 2015] que par la motivation d'étudier un fonctionnement biologique que nous n'arrivons pas encore à reproduire complètement [Ijspeert 2008].

Comment caractériser ce qui distingue les robots marcheurs des robots à roue ? Pour se mouvoir, les marcheurs doivent interagir avec l'environnement en appliquant des forces de contact de façon intermittente.

Dans cette thèse, nous nous attachons à comprendre ce que cette caractéristique fondamentale entraîne comme difficultés, et quelles solutions il est possible de proposer pour contrôler l'équilibre et la marche de telles machines.

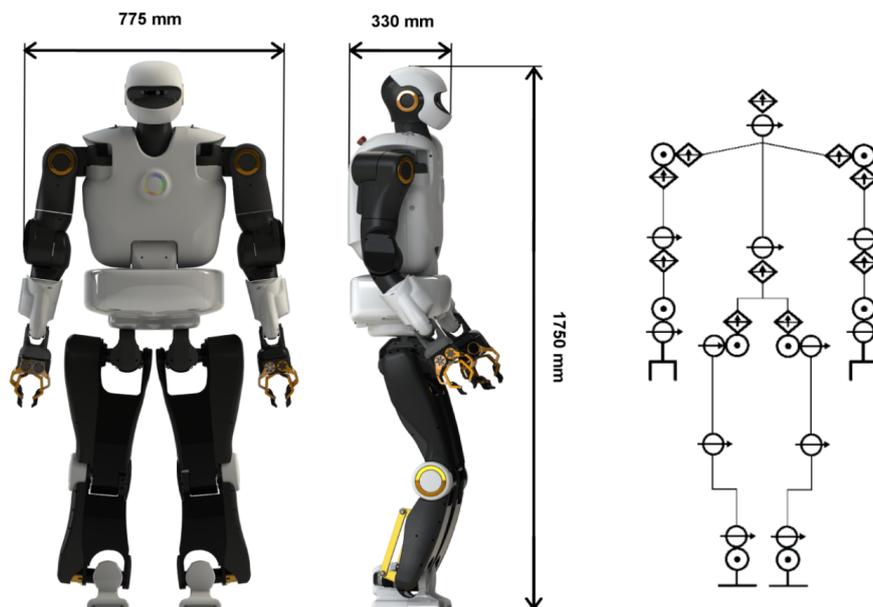


FIGURE 1 – Exemple d'un robot marcheur, le robot Pyrène, premier prototype de la série TALOS par PAL ROBOTICS

Comme tout robot, les robots marcheurs sont des systèmes mécatroniques composés d'un ensemble de capteurs, d'actionneurs et d'un calculateur. Pour opérer, les informations émanant des capteurs nourrissent un algorithme appelé contrôleur, qui, selon un ensemble d'objectifs ou de consignes, calcule une commande à destination des actionneurs. C'est le schéma de contrôle de tout système asservi.

Dans le cas des robots marcheurs, implémenter cette structure de contrôle représente plusieurs défis.

D'abord, ces systèmes sont équipés d'un grand nombre de degrés de liberté. Un humanoïde compte une trentaine de degrés de liberté contre une douzaine pour un quadrupède. L'exploration numérique de tels espaces est coûteuse en temps de calcul.

Ensuite, c'est un système naturellement instable. Pendant la marche, un bipède n'est en appui que par la semelle de son pied, surface relativement faible en comparaison de la hauteur de son centre de gravité. Un quadrupède au trot n'est lui en contact qu'avec deux points, il est aussi stable qu'une table à deux pieds. Du fait de cette instabilité intrinsèque, une commande doit être constamment calculée et appliquée pour stabiliser activement le robot [Wieber 2000].

Finalement, la dynamique de tels robots marcheurs est non convexe à cause des multiples articulations, non régulière du fait des changements de contacts, et non holonome à cause des effets dus aux moments angulaires [Chevallereau 2007, Wieber 2000, Wieber 2006a]. Une dynamique non convexe et dépendante des modes de contact rend l'exploration des solutions au problème de la commande difficile. À ce jour, il n'existe aucun algorithme garantissant une solution optimale en temps fini.

0.2 État de l'art

Malgré cette complexité, on est aujourd'hui capable de formuler la chaîne de contrôle d'un robot marcheur en la décomposant en sous-problèmes découplés [Kuindersma 2016, Carpentier 2017, Yoshida 2005], comme la perception, la planification, la commande corps complet et l'asservissement articulaire (figure 2).

La perception correspond à l'estimation de l'état du robot et de son environnement [Davison 2007]. C'est un problème de vision et d'estimation. En conditions de laboratoire, si l'on connaît la géométrie de l'environnement, on peut s'abstenir de le reconstruire en utilisant un modèle géométrique construit au préalable. On distingue ici la perception de l'environnement de la proprioception et de l'estimation de la position, vitesse et accélération du robot dans son environnement.

À partir de la perception de l'environnement, la planification du mouvement [Yoshida 2008, Bretl 2005] consiste en la génération de trajectoires qui amènent le robot d'un état initial à un état final désiré. En sortie de l'étape de planification, on obtient par exemple un plan de contact, la trajectoire du centre de masse [Herdt 2010, Carpentier 2016], les trajectoires des pieds ou pattes et les forces de contact [Tonneau 2015, Escande 2013].

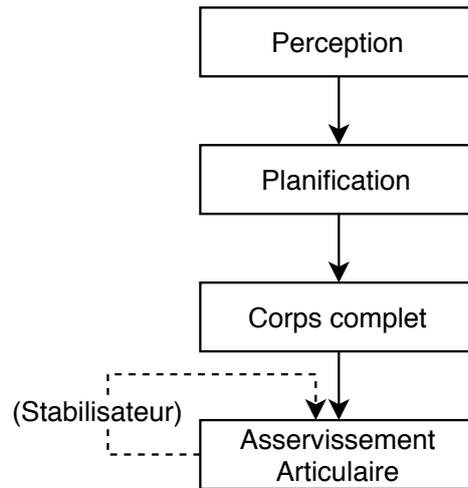


FIGURE 2 – Schéma de contrôle d'un robot marcheur, approche classique découplée.

Ces mêmes trajectoires sont ensuite fournies au contrôleur dit du *corps complet* dont le rôle est de calculer une commande articulaire répondant aux objectifs de placement du centre de masse, des effecteurs de contacts ainsi que des forces à appliquer à l'environnement [Mansard 2009, Dai 2014, Del Prete 2016a, Wensing 2013].

Finalement, la commande articulaire assure que les consignes soient suivies par les moteurs de chaque articulation. Dans le cas général, ce dernier découplage n'est rendu possible qu'en implémentant un stabilisateur chargé d'appliquer une correction des consignes articulaires par un retour des forces de contact [Hirukawa 2004]. C'est d'autant plus vrai pour la marche bipède dont la stabilité en phase de simple support demande un bon suivi des forces de contact.

La résolution de l'ensemble de ces étapes comme un seul et même problème couplé semble une tâche trop complexe pour être mise en œuvre en pratique, bien que certains travaux tendent à adresser le problème de la commande dans son ensemble [Koenemann 2015]. Dans le cas d'un humanoïde d'une trentaine de degrés de liberté commandés à 1 kHz , cela représenterait en effet la résolution d'un problème d'optimisation hautement non convexe et d'une centaine de milliers de variables pour une tâche d'une seconde seulement. En l'absence de solutions à la résolution de problèmes NP-difficiles, on peut prendre le risque d'affirmer que cette assertion reste valable.

Cette division fonctionnelle n'est pas problématique en soi, mais elle s'est aussi accompagnée d'une segmentation de la communauté de recherche. Certains groupes se spécialisent dans la conception et la fabrication des robots [Alfayad 2011]. D'autres travaillent uniquement sur la perception, sans forcément posséder de plateformes robotique [Whelan 2015, Sola 2007]. Les chercheurs en planification travaillent souvent en simulation avec un environnement parfaitement connu [Tonneau 2015]. La communauté du contrôle corps complet évalue les performances des algorithmes au travers de simulations qui supposent un contrôle articulaire parfait et ne rendent pas

compte de toutes les réalités physiques. Finalement, le suivi de trajectoire articulaire est développé par les ingénieurs en conception selon des méthodes classiques, ou bien la recherche se concentre sur des actionneurs d'un certain niveau de complexité tels que les actionneurs à impédance variable [Vanderborght 2013] ou incluant une flexibilité [Pratt 1995, Forget 2017].

Cette division semble logique pour aborder un problème aussi complet que celui de la commande des robots marcheurs. Cependant, elle s'accompagne d'une incompréhension des problématiques connexes et motive parfois des sujets de recherche en décalage avec les besoins réels de l'ensemble. Le choix de l'interface entre les différents blocs qui composent la chaîne de contrôle est d'autant plus difficile qu'il devrait être réfléchi par l'ensemble des acteurs de la recherche pour ne pas être source d'incompatibilité.

Découpler totalement les problématiques entre la planification du mouvement et son exécution au plus bas niveau impose de lourdes contraintes sur les performances des contrôleurs bas niveau. En effet à l'étape de la planification ou même à la résolution du problème de commande du corps complet, l'hypothèse est faite que l'asservissement articulaire sera capable de suivre exactement les consignes qui lui sont envoyées. Cette contrainte est d'autant plus forte que la dynamique des robots marcheurs admet un *noyau de viabilité* largement réduit [Wieber 2008]. Le noyau de viabilité correspond à l'ensemble des états depuis lesquels il est possible de trouver une trajectoire qui ramène le robot dans un état stable. Le mouvement généré par le planificateur doit correspondre à une trajectoire faisable, c'est-à-dire incluse dans ce noyau de viabilité. Mieux, une trajectoire robuste correspond à une trajectoire viable et distante des limites de viabilité. Comme l'espace de viabilité est faible, la robustesse des trajectoires planifiées est limitée. De plus, à l'étape de la planification, on est forcé de travailler dans des espaces d'abstraction comme la trajectoire du centre de masse et des points de contact, ce qui rend impossible l'évaluation de la robustesse des solutions [Lober 2017].

0.3 Contributions

À cause d'un contrôle articulaire imparfait, d'erreur de modélisation de l'environnement ou de la dynamique du robot, une trajectoire prétendument viable ne l'est pas toujours en pratique. Pour pallier ce défaut, *il est nécessaire introduire une rétroaction à un autre niveau qu'au niveau articulaire*. Il se pose alors la question du niveau de rétroaction et de la grandeur de mesure utilisée. Deux options s'offrent à nous. Introduire un retour d'état dans le calcul de la commande du corps complet ou encore à l'étape de planification. La figure 3 référence les principales contributions de cette thèse, qui ont toutes pour objectif la mise en pratique de telles rétroactions.

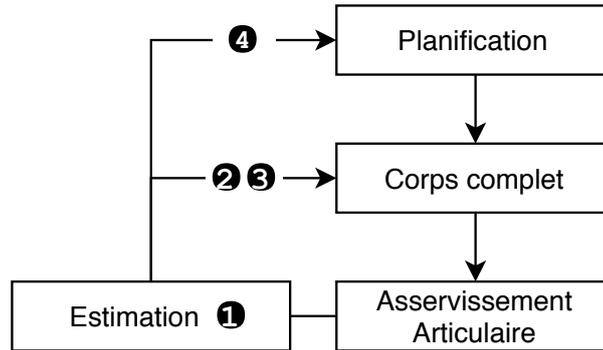


FIGURE 3 – Proposition de rétroactions dans le schéma de contrôle d'un robot marcheur et positionnement des contributions

0.3.1 Estimation

L'estimation de l'état est un premier composant nécessaire aux deux rétroactions envisagées, qu'elle se fasse au niveau de la planification, ou du contrôle du corps complet. L'absence d'estimateur performant et compatible avec les fréquences de contrôle envisagées dans cette thèse ont motivé l'implémentation et l'évaluation d'un estimateur de l'état de la base du robot HRP-2 **1**. L'état du robot est défini par ses configurations articulaires et leur dérivées ainsi que par la position et la vitesse de l'un des corps appelés *base* du robot. Bien que cette dernière grandeur soit primordiale pour assurer sa stabilité, on ne dispose généralement pas de capteurs permettant de mesurer directement l'état de la base du robot par rapport à son environnement. Le chapitre 2 présente les capteurs usuellement embarqués dans un robot marcheur ainsi qu'une comparaison expérimentale de deux estimateurs de l'état de la base du robot HRP-2 fusionnant les données issues des capteurs de forces de contact et d'une centrale inertielle.

0.3.2 Contrôle en force

Le besoin d'un retour en force se justifie par plusieurs aspects. Premièrement, si le contrôle ne se fait qu'en position, dans un cas de multi contact, il peut exister des forces internes qui s'annulent et n'ont pas d'effets visibles. Ces forces n'ont pas de conséquences visibles sur le mouvement, mais peuvent devenir trop importantes au point de dépasser les limites en couple du robot et d'endommager des composants physiques tels qu'un moteur.

Deuxièmement, pour assurer un contact stable, il faut que la force appliquée soit dans un cône de frottement déterminé par les matériaux en contact. Asservir la force de contact à une référence incluse dans le cône de frottement permet de respecter les contraintes de contact sans glissement.

Ensuite, la résultante des forces de contact impacte directement l'accélération du centre de masse. C'est donc la grandeur naturelle pour stabiliser le robot et asservir la position de son centre de masse.

Dans le schéma de contrôle découplé présenté en figure 2, une rétroaction limitée est assurée par un *stabilisateur*. Son rôle est d’adapter les consignes articulaires pour suivre des forces de contact de référence. Une telle structure de stabilisation faisant correspondre une erreur en force à une adaptation des positions s’appelle correcteur *en admittance*. Il se superpose au contrôleur du *corps complet* et permet de travailler avec un contrôle en position articulaire tout en intégrant un retour en force. C’est le schéma de contrôle de la plupart des robots humanoïdes contrôlés en position.

Une autre option pour implémenter ce retour en force est de l’intégrer directement au contrôleur du corps complet ❷. Si la variable de contrôle articulaire est le couple, on peut utiliser un contrôleur du type dynamique inverse qui optimisera la commande du couple articulaire selon des tâches de forces de contact et de suivi des trajectoires planifiées [Sentis 2010] [Del Prete 2015] [Righetti 2011].

L’avantage de travailler avec une commande en couple plutôt qu’en admittance réside dans la possibilité d’introduire un terme de *feed-forward*, correspondant à la commande *a priori*, basée sur le modèle dynamique du robot et de son actionnement. Grâce à ce terme, et à condition de disposer d’un modèle représentatif de l’actionnement, il est possible de diminuer les gains des retours en positions en gardant la même qualité de suivi en position. Cela se traduit par la possibilité d’obtenir un compromis entre précision et souplesse¹ toujours supérieur à ce que peut permettre une commande en admittance [Del Prete 2016b].

Pour un robot marcheur, introduire une certaine souplesse est intéressant pour corriger des erreurs effectuées sur la modélisation de l’environnement au contact ou dans le modèle cinématique du robot. En même temps, la précision est importante pour suivre correctement les trajectoires planifiées. Le chapitre 3 présente les principaux constituants de l’actionnement des robots marcheurs et les développements techniques qui ont permis, dans le cadre de cette thèse, de mettre en œuvre une commande en couple du robot HRP-2 initialement commandé en position.

0.3.3 Contrôle en force sur contact flexible

Beaucoup de robots intègrent une flexibilité au niveau de leurs contacts pour protéger la structure mécanique des éventuels impacts qui surviennent lors des changements de points d’appui. Dans ce cas, il n’est pas possible d’appliquer directement des forces désirées à cause de la relation dynamique de la flexibilité, liant positions et efforts. Si pour des flexibilités relativement raides cette dynamique peut être négligée, elle rend instables les contrôleurs usuels pour des raideurs moindres. Le chapitre 4 présente un nouveau contrôleur ❸ permettant de prendre en compte les flexibilités au niveau du contrôleur du corps complet et d’analyser la stabilité de la boucle complète composée d’un régulateur du centre de masse et des forces de contact. Ce nouveau contrôleur est comparé aux méthodes de l’état de l’art au travers de simulations.

1. Par opposition à la raideur du contrôle, on définit ici la souplesse du contrôle comme la capacité à adapter la position à une force extérieure, à l’instar d’un ressort

0.3.4 Génération de consignes

La deuxième possibilité pour introduire un retour capteur est de le faire au niveau de l'étape de la planification du mouvement. En effet une fois éloigné de la trajectoire planifiée, à cause d'une perturbation extérieure par exemple, il se peut qu'il n'existe plus de trajectoires viables pour revenir sur le plan d'origine. Pourtant il existe peut-être une nouvelle trajectoire répondant à l'objectif final, mais empruntant un autre chemin. La formulation d'un planificateur compatible avec la fréquence de contrôle du robot est difficile en général du fait de la grande dimension du problème.

Dans le chapitre 5, on propose une méthode de génération de trajectoires de marche avec une formulation de commande prédictive utilisant un modèle simplifié du robot, sur un sol plat et sans obstacle ④. Une formulation de problème couplé est ensuite proposée pour résoudre l'optimisation des placements des contacts en même temps que les commandes du corps complet.

Modèles mathématiques et génération de consigne

Sommaire

| | | |
|------------|---|-----------|
| 1.1 | Introduction | 10 |
| 1.2 | Dynamique d'un robot marcheur | 10 |
| 1.2.1 | Mise en équation | 10 |
| 1.2.2 | Critère d'équilibre | 11 |
| 1.2.3 | La dynamique centroïdale | 14 |
| 1.2.4 | Pendule inverse linéarisé: un modèle simplifié du robot | 14 |
| 1.3 | Objectifs de haut niveau | 15 |
| 1.3.1 | Tâches | 16 |
| 1.4 | Génération de consignes articulaires en couple | 17 |
| 1.4.1 | Dynamique inverse dans l'espace des tâches | 17 |
| 1.5 | Conclusion | 18 |

1.1 Introduction

Ce premier chapitre permet d'introduire les concepts fondamentaux utiles à cette thèse et de définir techniquement les problématiques abordées.

On présentera d'abord les modèles dynamiques complets et simplifiés du robot et les principales grandeurs utiles à la définition de son état, et de son équilibre. À partir des objectifs de haut niveau, on verra comment formuler un problème d'optimisation chargé de générer des consignes articulaires.

Ce faisant, on introduira progressivement les méthodes permettant de générer des consignes articulaires à destination des moteurs du robot à partir de directives de haut niveau tel que l'équilibre ou la locomotion. On pourra alors avec ces concepts clés s'intéresser aux contributions de la thèse concernant l'estimation, l'asservissement et la génération de consigne dans les prochains chapitres.

1.2 Dynamique d'un robot marcheur

1.2.1 Mise en équation

Le robot s'organise mécaniquement comme un arbre cinématique, avec comme racine un corps arbitraire tel que le tronc ou le bassin, souvent choisi pour minimiser la profondeur de l'arbre. Chaque nœud de l'arbre correspond à un corps (pied, tibia, etc.) et chaque branche de l'arbre représente une articulation (rotule du genou, cheville, etc.)

La configuration spatiale du robot est alors entièrement définie par la position de cette racine (ou base) et par la configuration de chaque articulation. La majorité des robots utilisent des liaisons pivots, c'est donc un angle en radian qui caractérise la position d'un corps par rapport à son fils.

Ainsi, le vecteur noté q et ces deux dérivées¹ v , \dot{v} expriment complètement la position, la vitesse et l'accélération du robot et de l'ensemble de ses membres.

Cette notation compacte est couplée à une algèbre adaptée (Algèbre spatiale, extension des torseurs [Featherstone 2014]) qui facilite l'implémentation des algorithmes de la mécanique des corps rigides calculant les grandeurs physiques liées aux forces et mouvements.

1. Le vecteur des vitesses v n'est pas directement une dérivée au sens usuel. Une partie de q vivant dans \mathbb{H} , l'espace des quaternions, alors que la partie correspondante de v est une vitesse angulaire $\omega \in so(3)$

$$q = \begin{bmatrix} p_{base}^x \\ p_{base}^y \\ p_{base}^z \\ q_{base}^x \\ q_{base}^y \\ q_{base}^z \\ q_{base}^w \\ \theta_1 \\ \dots \\ \theta_n \end{bmatrix} \quad v = \begin{bmatrix} v_{base}^x \\ v_{base}^y \\ v_{base}^z \\ \omega_{base}^x \\ \omega_{base}^y \\ \omega_{base}^z \\ \dot{\theta}_1 \\ \dots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} \quad \dot{v} = \begin{bmatrix} a_{waist}^x \\ a_{waist}^y \\ a_{waist}^z \\ \gamma_{base}^x \\ \gamma_{base}^y \\ \gamma_{base}^z \\ \ddot{\theta}_1 \\ \dots \\ \ddot{\theta}_n \end{bmatrix} \quad (1.1)$$

Les 7 premières composantes² du vecteur q , noté q_u , correspondant aux 6 degrés de libertés non actionnés.

À la différence des autres composantes (notés q_a), aucun moteur n'agit directement sur ces grandeurs q_u . Pour faire bouger la base, il faudra interagir avec l'environnement, et avec la gravité.

La dynamique du corps complet s'écrit sous la forme suivante

$$M(q)\dot{v} + c(q, v) = S^T \tau + \sum J_c^T f_c \quad (1.2)$$

où :

- $M(q)$ est la matrice d'inertie généralisée
- $c(q, v)$ est le vecteur de forces incluant les forces de Coriolis, centrifuges, et la gravité
- τ est le vecteur des couples articulaires.
- S est une matrice de sélection des degrés de liberté actionnés
- f_c sont les torseurs d'effort aux contacts
- J_c sont les jacobiennes des points de contact

L'ensemble de ces grandeurs sont calculables à partir du modèle cinématique et inertiel du robot. Ce modèle contient l'ensemble des informations géométriques, les articulations et les inerties de chaque corps du robot.

Des bibliothèques de calcul pour les systèmes rigides polyarticulés existent et implémentent les algorithmes calculant les différentes grandeurs précédemment introduites. L'ensemble des développements de cette thèse utilisent la bibliothèque libre Pinocchio [Carpentier 2018] développée au LAAS-CNRS.

1.2.2 Critère d'équilibre

1.2.2.1 CoM : L'équilibre en statique

Le centre de masse (CoM) du robot correspond à son centre de gravité instantané, il est fonction de la configuration de chacune de ses articulations.

². Notons que l'on représente l'orientation de la base par un quaternion pour éviter les singularités, et pour rendre les calculs géométriques plus efficaces.

Sur sol plat et horizontal, l'équilibre d'un robot immobile nécessite que la projection de son centre de masse soit à l'intérieur du polygone support, polygone formé par l'enveloppe convexe des appuis au sol, comme l'illustre la figure 1.1. Ainsi pour des points d'appui au sol donnés, il est possible de stabiliser le robot en contrôlant son centre de masse, lui-même commandé par la position des membres par rapport aux autres.

Ce premier critère permet de stabiliser un robot à condition qu'il reste immobile ou que ses mouvements soient lents. On parle alors de mouvement quasi statique (c'est-à-dire suffisamment lent pour que les effets inertiels soient négligeables devant ceux de la gravité). C'est l'implémentation la plus simple, mais elle limite beaucoup les possibilités du robot.

Notons que les tout premiers robots humanoïdes tels que *WABOT 1* étaient commandés de façon quasi statique en respectant à tout instant ce critère d'équilibre [Kato 1973].

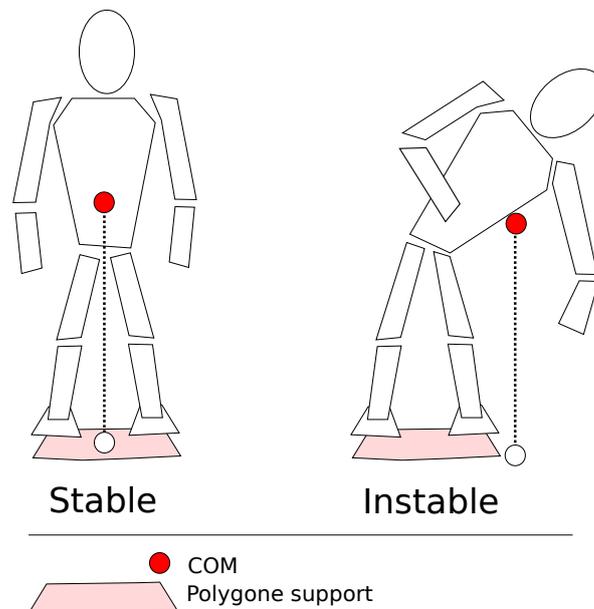


FIGURE 1.1 – Équilibre statique

1.2.2.2 ZMP: Un critère de stabilité des contacts

Le ZMP, pour *Zero Moment Point*, est un point de l'espace lié à la dynamique du robot sur sol plat. Sous hypothèse de moment angulaire nul, comme l'illustre la figure 1.2, c'est le point de l'espace où les forces de réaction au sol ne produisent aucun moment suivant la direction horizontale. Ce point existe toujours dans le polygone support quand les forces normales de contact sont positives. L'intérêt du ZMP pour l'équilibre d'un robot à jambes a été souligné dans [Vukobratović 1968]. Une présentation claire des concepts sous-jacents est faite dans [Wieber 2016].

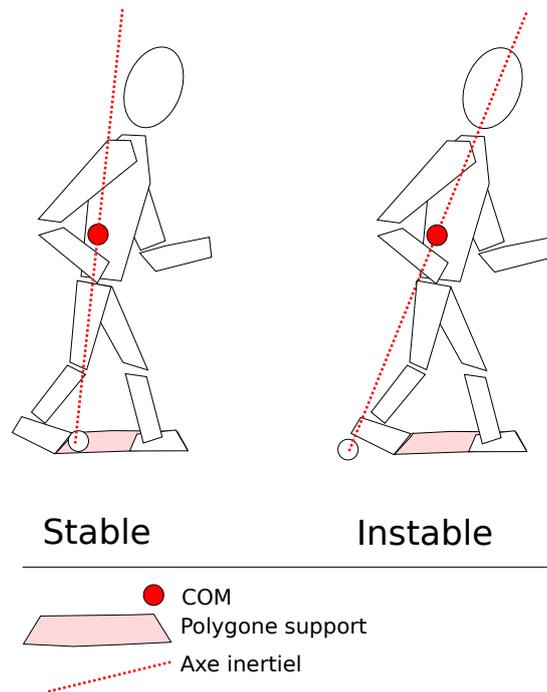


FIGURE 1.2 – Stabilité dynamique

Il est à noter que dans une configuration statique, projection du CoM et ZMP se confondent.

Le ZMP ne fait que traduire en 2D la contrainte que le robot doit pousser sur le sol, et non tirer. Il définit alors un critère très utile pour caractériser mouvement d'une position stable à une autre. Par contre, le ZMP ne traduit pas de notion d'équilibre instantané. Le robot peut être en train de tomber avec un ZMP bien centré sous ces pieds (tel un balai basculant à terre). Pour décrire cette notion d'équilibre dynamique, on introduit un nouveau point appelé CP (pour *Capture Point*).

1.2.2.3 CP: L'équilibre en dynamique

Toujours sur un sol plan, et en l'absence de moments angulaires, le *Capture Point*, obtenu par l'étude de la dynamique du modèle du pendule inverse linéarisé présenté ci-après, correspond à l'endroit où il faut placer le ZMP pour que le robot retrouve un équilibre statique [Pratt 2006]. C'est un point qui dépend de la vitesse du robot, et qui garantit l'équilibre futur du robot s'il appartient au polygone de support.

Notons que ce point ne se généralise pas pour des contacts non coplanaires ou si l'altitude du centre de masse n'est pas constante.

1.2.3 La dynamique centroïdale

Dans le cas général, pour des contacts arbitraires, la dynamique du centre de masse c et du moment angulaire l est régie par les équations de Newton-Euler :

$$m\ddot{c} = \sum_{i=1}^k f_i + mg \quad (1.3a)$$

$$\dot{l} = \sum_{i=1}^k (p_i - c) \times f_i \quad (1.3b)$$

où $m \in \mathbb{R}$ correspond à la masse du robot et $g = (0, 0, -9.81)$ est le vecteur gravité, et f_i sont les forces de contact.

Ce sont ces équations qui doivent être utilisées pour déterminer la faisabilité d'une trajectoire de centre de masse et de forces de contact lorsque les hypothèses des critères d'équilibre précédents ne sont plus respectées. Par exemple dans le cas de contacts non coplanaires ou de mouvements dynamiques avec variation des moments angulaires.

1.2.4 Pendule inverse linéarisé: un modèle simplifié du robot

Prendre en compte l'intégralité de la dynamique du robot avec les inerties de chaque membre et les effets de toutes les articulations reste trop complexe pour prédire et contrôler l'évolution du système [Kajita 2014]. Aussi la majorité des générateurs de marche modélisent le robot par un système plus simple [Kajita 2003], même si de premières approches dans cette direction existent [Tassa 2012].

Une simplification consiste à considérer le robot comme une masse ponctuelle en appui en liaison ponctuelle avec le sol sur le point correspondant au centre de pression, confondu avec le ZMP.

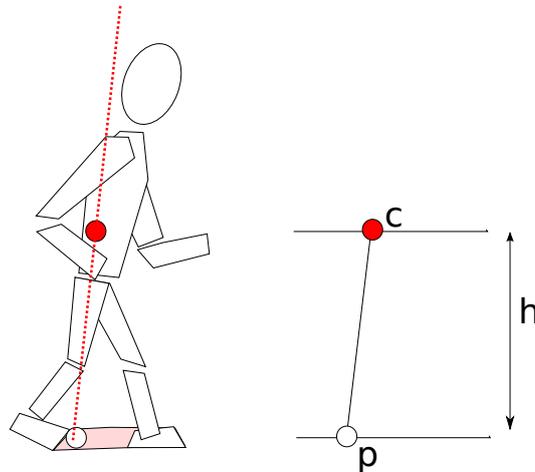


FIGURE 1.3 – Modélisation par pendule inverse

C'est un simple modèle de pendule inverse, mais il permet déjà de prendre en compte les effets de l'accélération du centre de masse.

Une deuxième étape de simplification consiste à linéariser le pendule inverse en supposant que le centre de masse est de hauteur constante, pour finalement obtenir la formule (1.4) liant le CoM c et son accélération \ddot{c} au ZMP p

$$\ddot{c}(t) = \omega^2(c(t) - p) \quad (1.4)$$

où $\omega = \sqrt{g/h}$, avec g la gravité et h la hauteur du centre de masse.

Pour une mise en équation détaillée du modèle de pendule inverse linéarisé, on peut se référer à [Wieber 2016].

1.3 Objectifs de haut niveau

Les commandes envoyées aux moteurs d'un robot polyarticulé ne peuvent pas être dissociées les unes des autres. En général, chaque articulation doit travailler de concert avec les autres pour répondre à un objectif dit de haut niveau.

Pour illustrer ce couplage, prenons le cas d'un humanoïde ayant pour objectif de se tenir en équilibre sur un sol plat. Considérons deux postures qui répondent à cet objectif: la position debout et accroupie. Il apparaît évident que mettre un genou en position accroupie et l'autre en position debout ne répond plus à l'objectif.

Ce même exemple fait apparaître qu'il peut exister une infinité de solutions qui répondent à un même objectif, par exemple ici les intermédiaires entre les postures debout et accroupies. On appelle cette propriété la redondance, le système possède plus de degrés de liberté qu'en nécessite l'objectif. Il faudra alors faire un choix parmi l'ensemble des solutions possibles.

Pour ces deux raisons, on formule le problème de la génération de consigne articulaire comme un problème d'optimisation. Les objectifs de haut niveau doivent alors être traduits en critères numériques, que nous choisissons d'appeler *tâches*.

En associant plusieurs tâches, on forme une fonction coût, un critère à optimiser. On peut choisir de les hiérarchiser [Khatib 2004, Escande 2014] ou de faire des compromis entre les tâches.

Dans le cas de la hiérarchie, la tâche de première priorité est résolue exactement (si possible) et restreint l'espace libre laissé aux tâches de priorités moindres. Ce mécanisme est rendu possible par la redondance du système.

Dans le cas du compromis, on applique une pondération à chaque tâche pour la rendre plus ou moins importante. En choisissant des pondérations arbitrairement éloignées, on peut en théorie tendre vers un système de hiérarchie pure. En pratique, on sera limité par le conditionnement de la fonction coût.

Dans la suite de ce chapitre, on s'intéressera à la formulation de ces problèmes d'optimisation pour des tâches de locomotion et de stabilisation.

1.3.1 Tâches

Les tâches qu'un robot doit effectuer sont rarement spécifiées dans l'espace articulaire. Par exemple, positionner une main ne se spécifie pas par l'angle de chaque articulation du bras, mais directement comme une consigne dans l'espace de la tâche, ici l'espace 3d de la position de la main par rapport à la base par exemple. Il en va de même pour des tâches de placement du centre de masse, de force de contact, etc.

Dans tous les cas, une tâche est définie comme un vecteur représentant une distance ou une erreur à minimiser, ou annuler.

Soit q le vecteur des positions articulaires du robot, et e_i une tâche. La matrice jacobienne J_i associée à la tâche e_i est définie par:

$$\frac{\partial e_i}{\partial q} = J_i(q) \quad (1.5)$$

Elle dépend de la configuration actuelle du robot et quantifie l'effet d'une variation infinitésimale du vecteur des configurations articulaires sur la tâche. C'est donc une linéarisation locale, autour de l'état q , d'un mapping entre les deux espaces.

La tâche du centre de masse correspond au placement du centre de masse dans le monde, c'est une tâche nécessaire pour utiliser les critères de stabilité de tout robot non fixé à l'environnement. C'est une tâche en dimension 3 (\mathbb{R}^3), qui implique l'ensemble des articulations.

On note la tâche $e_{com} = c^* - c$ et sa jacobienne $J_{com}(q)$.

La tâche de positionnement d'un corps correspond au placement d'un repère associé à un corps du robot dans l'espace. Cette tâche est au maximum de dimension 6 avec trois orientations et trois rotations ($SE(3)$). Dans certains cas, il peut être intéressant de ne réguler qu'une sous-partie de ces degrés de liberté pour par exemple laisser libre l'orientation. C'est une tâche qui implique le sous-actionnement et l'ensemble des articulations liant le repère à la base du robot.

On note la tâche $e_{frame} = frame^* - frame$ et sa jacobienne $J_{frame}(q)$ où $frame$ correspond au nom du repère en question, et on note par abus l'opérateur $-$ qui associe à deux placements $A, B \in SE(3)$ le déplacement pour transformer A en B , c'est-à-dire un vecteur $\nu \in se(3)$ tel que $A \exp(\nu) = B$. On trouve dans [Huynh 2009] une comparaison de 6 métriques usuelles pour comparer des orientations.

La tâche de posture est une tâche particulière, puisque directement exprimée dans l'espace des configurations ($SE(3) \times \mathbb{R}^n$). Toujours implémentée comme une tâche de plus faible priorité ou pondération, elle assure que les positions articulaires soient proches d'une position de référence q_0 . Elle empêche que les degrés de liberté restant après résolution des tâches de plus hautes priorités soient laissés libres.

Elle implique donc l'ensemble des articulations et sa jacobienne est une matrice identité sur partie actionnée.

On note la tâche $e_{post} = q_0 - q$ et sa jacobienne J_{post} , avec de nouveau l'opérateur – qui note le déplacement pour transformer q_0 en q

1.4 Génération de consignes articulaires en couple

Plusieurs formulations de contrôleurs permettant de générer des couples de consignes articulaires existent, on peut cependant distinguer deux grands types d'approches.

Les approches basées sur la *passivité*, [Ott 2011, Hyon 2007, Henze 2016], forment une dynamique désirée en boucle fermée et déduisent la loi de commande du contrôleur par identification des différents termes. L'avantage majeur de cette technique est de fournir, sous hypothèse de bonne identification, des preuves de passivité et de stabilité. La dynamique inverse n'intervient pas explicitement dans la formulation de ces contrôleurs permettant des erreurs de modélisations à condition de rester dans des régimes quasi statiques, c'est à dire des mouvements assez lents pour que les effets inertiels restent négligeables.

Une autre approche, plus adaptée aux mouvements dynamiques, consiste à formuler un problème d'optimisation directement avec les équations de l'inverse dynamique [Del Prete 2015, Herzog 2014]. Avec une telle formulation, il devient aisé d'exprimer des contraintes comme les limitations en position articulaire, en vitesse, en couple ou encore les cônes de friction des forces assurant un contact sans glissement. Cette dernière famille de contrôleurs pose cependant des défis pour une implémentation réelle. En effet, il est important de prendre en compte les limitations des modèles mécaniques pour obtenir des contrôleurs performants.

1.4.1 Dynamique inverse dans l'espace des tâches

La dynamique inverse consiste à formuler le problème d'optimisation répondant à des tâches tel que précédemment défini, en travaillant avec la grandeur des couples articulaires et les forces de contact comme variables d'optimisation [Murray 2017, Saab 2012]. On travaillera donc avec l'équation de la dynamique (1.2).

À partir des mesures et estimations de l'état du robot, le contrôleur doit choisir le couple de consigne à envoyer à l'ensemble des moteurs pour satisfaire tâches et contraintes telles que l'équilibre, le positionnement d'un corps dans l'espace, l'application d'un effort aux contacts, les limitations mécaniques (couples, vitesses, butées), etc.

Pour ce faire, une méthode largement utilisée est la formulation d'un problème d'optimisation quadratique dans l'espace des tâches dont la solution satisfait la dynamique du système. Plusieurs formulations existent, et sont souvent équivalentes [Del Prete 2015]. Elles reviennent à poser le problème d'optimisation suivant ³ :

3. Formuler le problème avec les variables d'accélération et de force permet d'exprimer facilement les contraintes et fait apparaître clairement la dynamique. Cependant, couples et accélérations sont redondants. En pratique, on utilise une formulation compacte avec seulement les accélérations et les forces. Les couples étant calculés dans un second temps. Les bornes des limites en couples

$$\begin{aligned}
& \underset{x}{\text{minimiser}} \quad \|Ax - a\|^2 \\
& \text{tel que} \quad Bx + b \geq 0 \\
& \begin{bmatrix} J_c & 0 & 0 \\ M & -J_c^T & -S^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v} \\ f \\ \tau \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\dot{J}_c v \\ -h \end{bmatrix}, \tag{1.6}
\end{aligned}$$

Avec la variable à optimiser $x = (\dot{v}, f, \tau)$, et où $\dot{v} \in \mathbb{R}^{n+6}$ correspond au vecteur d'accélération, $f \in \mathbb{R}^k$ sont les forces de contact, $\tau \in \mathbb{R}^n$ les couples articulaires, $J_c \in \mathbb{R}^{k \times (n+6)}$ la Jacobienne des points de contact, $M \in \mathbb{R}^{(n+6) \times (n+6)}$ est la matrice d'inertie, $h \in \mathbb{R}^{n+6}$ contraint les forces, $S \in \mathbb{R}^{n \times (n+6)}$ est une matrice de sélection.

La contrainte d'égalité se compose de deux termes. L'égalité $J_c \dot{v} - \dot{J}_c v = 0$ permet d'assurer que les points de contact soient immobiles. La deuxième partie permet d'assurer le respect de la dynamique (1.2) liant les accélérations articulaires, les couples articulaires et les forces de contact.

La fonction coût (définie par A et a) représente une erreur de tâche, fonction affine de l'accélération dans l'espace des tâches, tel que précédemment introduit. Elle s'écrit avec la nouvelle variable d'optimisation $x = (\dot{v}, f, \tau)$:

$$\underbrace{\begin{bmatrix} J_{task} & 0 & 0 \end{bmatrix}}_A x - \underbrace{(\ddot{x}_{task}^{des} - \dot{J}_{task} v)}_a = \ddot{x}_{task} - \ddot{x}_{task}^{des} \tag{1.7}$$

Les contraintes d'inégalité (définies par B et b) peuvent représenter des limites en couple, les cônes (linéarisés) de friction des contacts ou encore les limites du centre de pression. En effet, il est généralement utile de contraindre la solution du problème d'optimisation à respecter des limitations physiques du système, ou à rester dans les régions stables du contrôleur.

On peut noter:

- Contrainte de limitation de couple : $|\tau| < \tau_{max}$
- Contrainte de limitation d'accélération : $|\dot{v}| < \dot{v}_{max}$
- Contrainte de contact sans glissement: $f \in K$

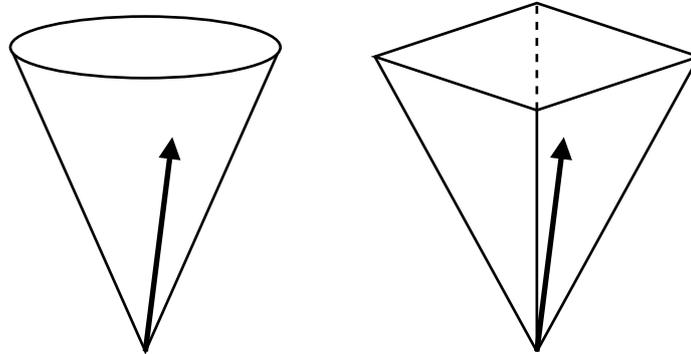
K correspondant aux cônes de frottement des surfaces en contact, fonction du coefficient de frottement des matériaux. Pour rendre cette contrainte linéaire, le cône est approximé par une série d'inégalités englobantes comme l'illustre la figure 1.4.

1.5 Conclusion

Sans présenter de contribution particulière, ce chapitre permet d'introduire les équations et modèles utilisés pour la commande des robots marcheurs. Le robot marcheur se distingue des robots manipulateurs par son besoin d'équilibre. On a présenté le modèle complet de la dynamique du robot rigide polyarticulé, son état et les variables qui peuvent définir son équilibre statique ou dynamique tel que

pouvant être précalculées à l'aide de la dynamique.

FIGURE 1.4 – Linéarisation d'un cône de frottement par 4 inégalités



le CoM, le ZMP et le CP. On a aussi présenté un modèle simplifié de pendule inverse linéarisé ainsi que la dynamique centroïdale liant forces de contact au CoM et moment angulaire.

Le comportement d'un robot peut se spécifier grâce à un ensemble de tâches définies dans des espaces opérationnels différents de l'espace articulaire. On a présenté comment ces différentes tâches pouvaient être résolues en formulant un problème d'optimisation visant à générer des consignes articulaires, en vitesse ou en couple.

Dans la suite de cette thèse, on utilisera ces différentes grandeurs, modèles, et formulations pour traiter de l'estimation, l'asservissement articulaire ou encore de la formulation de nouveaux contrôleurs d'équilibre ou de locomotion.

Perception et estimation

Sommaire

| | | |
|------------|---|-----------|
| 2.1 | Introduction | 22 |
| 2.2 | Capteurs | 22 |
| 2.2.1 | Codeurs des liaisons | 22 |
| 2.2.2 | IMU | 23 |
| 2.2.3 | Capteur de force de contact | 24 |
| 2.2.4 | Couples articulaires | 25 |
| 2.3 | Filtrages | 25 |
| 2.3.1 | Dérivation | 25 |
| 2.3.2 | Intégration | 26 |
| 2.4 | Estimateurs d'état | 26 |
| 2.5 | Méthode 1: Moyennes pondérées en deux étapes | 29 |
| 2.5.1 | Estimation 6d basée sur la cinématique | 29 |
| 2.5.2 | Estimation de l'orientation via l'IMU | 30 |
| 2.5.3 | Fonctions de pondération | 30 |
| 2.5.4 | Fusionner les estimations | 32 |
| 2.5.5 | Compensation des glissements des pieds | 33 |
| 2.6 | Méthode 2: Un filtre de Kalman linéaire | 34 |
| 2.6.1 | Modèle de processus | 34 |
| 2.6.2 | Modèle de mesure | 35 |
| 2.6.3 | Pondération du bruit de modèle | 35 |
| 2.7 | Résultats | 36 |
| 2.7.1 | Vérité terrain | 36 |
| 2.7.2 | Expérience 1: Bousculement | 36 |
| 2.7.3 | Expérience 2: CoM Sinusoïdal | 40 |
| 2.7.4 | Expérience 3: Marche | 40 |
| 2.7.5 | Identification des flexibilités aux chevilles | 40 |
| 2.7.6 | Politique de mise à jour des pieds | 40 |
| 2.7.7 | Métriques | 41 |
| 2.7.8 | Temps de calcul | 41 |
| 2.7.9 | Discussion | 41 |
| 2.8 | Conclusion | 42 |

2.1 Introduction

Ce chapitre traite de l'estimation d'état d'un robot marcheur à partir des capteurs généralement disponibles. Dans une première partie, en section 2.2, un rapide inventaire des principales technologies de capteurs est dressé. On s'intéresse particulièrement aux mesures cinématiques, aux mesures inertielles, aux forces de contact et couples articulaires. Dans une seconde partie, deux estimateurs sont présentés permettant de reconstruire la position et la vitesse de la base du robot par rapport au monde. Finalement, ces deux estimateurs sont testés et comparés expérimentalement pour des expériences de marche et de contrôle de l'équilibre avec le robot HRP-2.

2.2 Capteurs

Comme tout système asservi, le robot humanoïde doit être équipé de capteurs indispensables à la mesure et à la reconstruction des grandeurs physiques qui composent son état. Si dresser une liste exhaustive des capteurs existants reste un travail colossal, il convient de distinguer les quelques capteurs qui sont universellement embarqués dans un robot humanoïde. Connaître leurs spécificités aide à la conception des filtres et des estimateurs.

2.2.1 Codeurs des liaisons

La position articulaire de chaque degré de liberté actionné du robot est mesurée par des codeurs (angulaire ou linéaire). Ces capteurs peuvent être de deux types, ils peuvent fournir une information absolue (codeurs absolus) ou relative (codeurs incrémentaux). Leur principe de fonctionnement réside en une quantification spatiale en motifs répétitifs pour le codeur incrémental et en motifs uniques pour le codeur absolu. Ce codage angulaire peut être de nature optique, magnétique ou capacitive.

On note un avantage immédiat du codeur absolu: il donne une information directement interprétable comme un angle, sans avoir besoin d'intégrer une suite de déplacements comme dans le cas du codeur incrémental. Cet avantage s'accompagne généralement d'une résolution plus faible due à l'encombrement nécessaire au codage unique de chaque valeur d'angle. Il existe aussi une latence possible due au décodage robuste du code angulaire.

Dans le cas du codeur incrémental, il est nécessaire de prendre une origine connue (par exemple via une butée mécanique) ou de le coupler à un codeur absolu, pour ensuite intégrer les déplacements détectés.

Le positionnement de tels capteurs est un paramètre important. Sur un robot électrique à moto réduction, le codeur peut être placé avant la réduction offrant une résolution articulaire équivalente augmentée du rapport de réduction, ou être placé au niveau articulaire et mesurer l'angle effectivement utile à l'application robotique. Dans ce dernier cas, le contrôle moteur peut être plus délicat en cas d'imperfection de la réduction (élasticité, jeux, et non-linéarités).

De plus en plus de robots sont équipés de plusieurs capteurs combinant les avantages des placements et technologies possibles. Le robot TALOS [Stasse 2017] (figure 1) est équipé de codeurs incrémentaux avant la réduction offrant un contrôle moteur plus facile, une très bonne bande passante et une grande résolution. Du côté articulaire, un codeur absolu donne une information utile à l'initialisation du premier codeur.¹

2.2.2 IMU

Une centrale inertielle (IMU pour *Inertial Measurement Unit*) est un élément essentiel du robot humanoïde. Ce capteur permet de mesurer les accélérations propres subies par le solide auquel il est rattaché incluant l'accélération gravitationnelle, ainsi que les vitesses angulaires par rapport à un repère inertiel.

Une IMU est donc une association de deux capteurs, un accéléromètre 3 axes et un gyromètre 3 axes.

L'accélération est obtenue par mesure de déplacement d'une masse retenue par un ressort. Cette grandeur est en effet proportionnelle à une force par la relation d'élasticité du ressort, elle même proportionnelle à l'accélération selon le principe fondamental de la dynamique.

La vitesse angulaire est obtenue par la détection des changements de dynamique d'un système oscillant ou tournant par les forces de Coriolis ; ou grâce à un système de boucle de fibre optique et de mesure du temps de propagation par effet Sagnac [Lefevre 2014].

On distingue deux principales familles d'IMU selon la taille des éléments mécaniques subissant les accélérations et vitesses. Premièrement, les MEMS sont des capteurs à échelle micrométrique réalisés directement sur un substrat de semi-conducteur. Le développement à bas coûts de cette technologie s'est fortement accéléré par son utilisation dans nos tablettes et smartphones. Ils ont l'avantage de la compacité et d'une bande passante relativement élevée. Ils souffrent cependant de biais non négligeables et de sensibilité à la température notamment. La deuxième catégorie d'IMU se caractérise par des éléments mécaniques d'une plus grande échelle. Globalement, la taille de l'élément d'épreuve se traduit par une bande passante plus faible au profit de niveaux de bruits et de biais améliorés. Cette technologie est largement utilisée dans des applications de navigation (bateaux, avions, spatial). C'est aussi cette dernière qui est généralement choisie pour des robots humanoïdes de grande taille.

Un critère de choix important d'une centrale inertielle, en plus de sa précision, est sa plage de fonctionnement. Cette limitation est due à deux facteurs physiques. Premièrement, le déplacement des éléments mécaniques est forcément limité. Ainsi à raideur donnée, il existe une vitesse angulaire et une accélération mesurable maximales. Deuxièmement, l'électronique de conditionnement est elle aussi saturable. Les gains d'amplification sont souvent paramétrables pour profiter au mieux de l'échelle des convertisseurs analogiques numériques. D'autres critères statiques

1. La précision absolue restant alors limitée par la précision du capteur absolu.

s'appliquent pour quantifier les qualités d'une IMU comme les défauts d'alignement et de concurrence des axes, les erreurs sur facteurs d'échelle, etc. Il est possible d'acquérir des IMU calibrées dynamiquement. Dans ce cas, le fabricant effectue une campagne de mesure où l'IMU est fixée à un bras robotique effectuant des mouvements d'excitations précis pour déduire l'ensemble des biais modélisables.

Pour notre application robotique, il conviendra de choisir une IMU dont l'étendue de mesure est légèrement plus grande que les accélérations et vitesses angulaires admissibles. Pour limiter l'effet des vibrations hautes fréquences et des impacts, on associe généralement un filtrage mécanique au niveau de l'attache de la centrale au corps du robot via des éléments élastiques.

Finalement, certaines centrales inertielles intègrent un magnétomètre 3 axes permettant de mesurer le vecteur magnétique, à l'instar d'une simple boussole. En champ libre, ce vecteur pointe vers le nord magnétique et donne donc une information d'orientation partielle. En statique, couplée à la mesure du vecteur gravité, cette information permet d'ôter toute ambiguïté sur l'orientation (à condition d'être à distance raisonnable du pôle magnétique, où vecteur magnétique et gravitationnel sont colinéaires). En pratique, en intérieur, cette mesure est fortement perturbée par des éléments magnétiques. De plus, des éléments internes au robot peuvent aussi fausser la mesure tel que les moteurs électriques et les conducteurs traversés par de forts courants. Un autre désavantage de ce capteur est leur faible fréquence d'échantillonnage (par exemple 5Hz). Pour ces dernières raisons, ce capteur n'est pas utilisé dans les applications robotiques traitées dans cette thèse.

2.2.3 Capteur de force de contact

La force de contact est une autre information importante pour l'équilibre du robot. À chaque point de contact (généralement les pieds et les mains) on place un capteur capable de mesurer 3 forces et 3 moments.

La principale technologie utilisée est un corps d'épreuve déformable muni de jauges de contrainte sensibles aux déformations. Ces dernières permettent de transformer une déformation en variation de résistance électrique. Les niveaux de signal en sortie de ces jauges sont très faibles (quelques mV) et la qualité du capteur est fortement impactée par la qualité de l'électronique de conditionnement et d'amplification. Les meilleurs capteurs intègrent aussi des mesures de température pour compenser son effet sur les biais et facteurs d'échelle.

La relation entre les forces et les signaux issus des jauges de contraintes doit être identifiée précisément. Cette étape de calibration justifie en partie le prix élevé de tels capteurs.

Il est important de noter que ces capteurs sont caractérisés par leur plage de mesure, et leur résistance aux impacts. Sur le robot HRP-2, les capteurs de force aux pieds sont protégés par un élément élastique intercalé entre la semelle et le capteur.

2.2.4 Couples articulaires

Dans le cas de robots commandés en couple, il est important d'estimer le couple articulaire. Cette information peut-être extraite des forces de contact et d'un modèle dynamique du robot, ou bien directement mesurée au niveau de l'articulation. C'est le cas avec beaucoup de robots récents comme TALOS (Figure 1).

La technologie utilisée est alors la même que pour les capteurs de force de contact, mais ici la mesure est unidimensionnelle. Une jauge de contrainte est posée sur un corps d'épreuve placé entre l'arbre d'actionnement et l'articulation.

Il est aussi possible d'estimer le couple mécanique à partir d'un modèle de la motorisation et des grandeurs électriques. Les capteurs sont alors ceux du contrôleur moteur, un capteur de courant et un capteur de tension. La fiabilité de l'estimation dépend alors de la réversibilité et de la transparence de l'actionnement ainsi que de la justesse du modèle moteur.

2.3 Filtrages

Pour utiliser les mesures issues des différents capteurs installés sur le robot, il est important de choisir un filtrage adapté à la nature du capteur et à l'utilisation de la grandeur.

Pour les grandeurs analogiques, un premier étage indispensable est un filtre d'anti-repliement. Il limitera la bande passante du signal pour respecter les règles d'échantillonnage sans distorsion. Ce filtre analogique est souvent présent dans l'électronique de conditionnement ou paramétrable dans la carte d'acquisition.

L'ensemble des filtres suivants peut être réalisé de façon numérique. Le design de chaque filtre est toujours un compromis entre l'atténuation du bruit ou la limite de la bande passante et le retard apporté.

2.3.1 Dérivation

Certains des capteurs donnent une information qui doit être dérivée (par exemple pour obtenir une vitesse articulaire à partir de mesures de positions des codeurs). La dérivation est très sensible aux bruits, et il est souvent impossible d'estimer correctement une vitesse par simple différence finie. Plusieurs filtres existent pour dériver un signal. Ils reviennent toujours à un effet passe-bas suivi d'une différence finie.

Savitzky-Golay Le filtre de Savitzky-Golay [Savitzky 1964] est un filtre à réponse impulsionnelle finie implémenté comme une régression polynomiale d'un historique du signal. En évaluant le polynôme identifié à un instant donné, on obtient une valeur filtrée du signal ainsi que de ces dérivées successives, dans la limite de l'ordre choisie pour le polynôme.

Les paramètres de ce filtre sont alors l'ordre du polynôme, la taille de la fenêtre et le numéro d'échantillon utilisé pour l'évaluation. En pratique, ce dernier paramètre

est choisi comme le centre de la fenêtre pour travailler en interpolation pure.

L'avantage de ce filtre est que le retard apporté est bien maîtrisé et constant en basse fréquence. Il est simplement égal au numéro d'échantillon utilisé pour l'évaluation. Avoir un retard connu est essentiel lorsque l'estimation fait intervenir plusieurs grandeurs, la composition de variables étant affectée par des distorsions de phase différentes.

Dans le cas d'estimation et d'identification hors ligne, ce filtre est particulièrement utile puisqu'il peut être implémenté de façon anti-causale en compensant son retard. Il offre alors une très bonne dérivation en choisissant une fenêtre plus grande.

2.3.2 Intégration

L'intégration d'une variable est un processus stable en fréquence. Aucun filtrage ne devrait être apporté à une variable destinée à l'intégration, il ajouterait un retard inutile. Cependant, l'intégration pose un problème quand à la dérive. En effet, une composante continue d'erreur de mesure se traduit par une rampe ou dérive après intégration. Aucun capteur ne fournissant une information parfaite, il faut que le schéma d'intégration corrige cette dérive grâce à une autre source ou en faisant une hypothèse sur le signal.

Filtre complémentaire Le filtre complémentaire [Mahony 2005] consiste à mélanger deux (ou plus) sources d'une même grandeur. Avant d'être mélangé, chaque signal est filtré de sorte que sa bande passante soit complémentaire de celle des autres signaux filtrés.

Il est alors possible d'extraire seulement les fréquences hautes du signal obtenu par intégration et de les mélanger à une source vraie en très basse fréquence.

Hypothèse sur le signal Si aucune autre source n'est disponible pour débiaiser l'intégration, il peut être possible dans certains cas de faire une hypothèse sur la valeur moyenne du signal. Par exemple, pour un robot confiné dans un espace limité, il est raisonnable de dire qu'en moyenne sa vitesse devrait être nulle puisque sa position est bornée. En reprenant la structure du filtre complémentaire, cela revient à ajouter une source nulle en basse fréquence et donc d'appliquer un filtrage passe-haut sur l'intégration de son accélération. La fréquence de coupure de ce filtrage dépend alors de la qualité du capteur d'accélération via la dynamique de sa dérive.

2.4 Estimateurs d'état

État géométrique L'état géométrique d'un robot humanoïde se divise en deux parties. Premièrement les grandeurs liées à *l'actionnement* constitué des positions, vitesses et accélération articulaires. Deuxièmement, la partie relative au *sous-actionnement* correspondant à la position, la vitesse et l'accélération de l'un

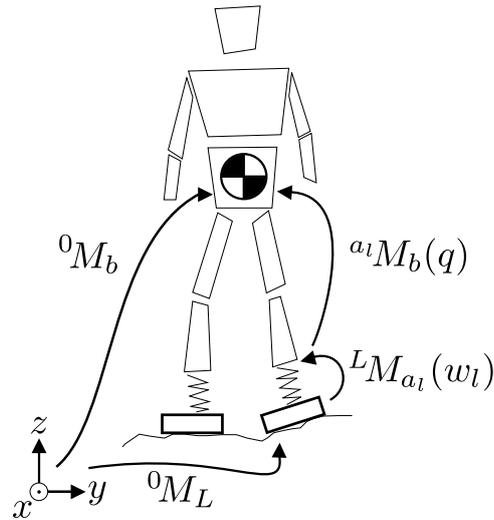


FIGURE 2.1 – Dans cette partie, on s'intéresse à l'estimation de la position 0M_b et de la vitesse de la base d'un robot au travers d'estimateurs simples fusionnant la cinématique des jambes et les mesures issue d'une centrale inertielle.

des corps appelés *la base* par rapport au monde. Grâce à cet état, il est possible de reconstruire la position, la vitesse et l'accélération de n'importe quel corps du robot par rapport au monde.

L'estimation articulaire ne pose pas de problème particulier puisqu'il ne s'agit que d'appliquer les filtrages définis dans la section précédente à des grandeurs qui sont déjà dans l'espace articulaire tel que les codeurs.

En revanche, on ne dispose généralement pas de capteur donnant le placement du robot dans son environnement. Cette estimation est néanmoins primordiale à la stabilisation de l'équilibre, la locomotion, la manipulation et toute autre forme d'interaction avec l'environnement.

Dans cette partie on s'intéresse donc à l'estimation du placement de la base à travers trois approches différentes, toutes faisant intervenir les capteurs disponibles et présentés précédemment.

Le problème d'estimation du placement de la base fait apparaître une non-linéarité due au couplage qu'il existe entre l'orientation et la position d'un corps dans l'espace.

2.4.0.1 Estimation de la base

Comme aucune mesure directe de l'état de la base n'est généralement disponible, un estimateur d'état rapide et fiable est nécessaire pour la mise en œuvre du contrôle par retour d'état. Avec une connaissance exacte des emplacements des contacts, la configuration articulaire est suffisante pour reconstituer la position et l'orientation de la base. Cependant, les contacts peuvent glisser ou basculer sur un bord, l'environnement peut être irrégulier ou le modèle géométrique du robot peut être incertain (par exemple à cause de pièces flexibles). Par conséquent, la

configuration articulaire n'est pas suffisante pour obtenir une estimation fiable de l'état.

Les capteurs de force de contact et la centrale inertielle (IMU) peuvent aider à résoudre ce problème. Les mesures de force peuvent être utilisées pour détecter le contact, le glissement ou le basculement du pied. Ces mesures peuvent également être utilisées pour estimer la configuration d'éléments flexibles, tels que la flexibilité de la cheville dans HRP-2. Les IMU fournissent la vitesse angulaire et l'accélération linéaire (biaisée par la gravité) en un point particulier du robot. Sous l'hypothèse d'accélération de moyenne nulle, ces mesures inertielles ne sont suffisantes que pour observer l'orientation du robot à l'exception du lacet, c'est à dire seulement l'angle entre le robot et l'axe vertical.

Des approches récentes ont eu pour but de fusionner l'information des IMU, les données de force et les mesures cinématiques pour fournir une estimation de l'état de qualité. Cette fusion IMU/cinématique a d'abord été utilisée pour résoudre le problème de l'odométrie [Gassmann 2005, Reinstein 2011, Rouxel 2017]. Plus tard, des estimateurs à haute fréquence ont été développés pour estimer les vitesses et alimenter les contrôleurs en boucle fermée: ils peuvent fonctionner au niveau cinématique [Bloesch 2012, Rotella 2014, Benallegue 2015a], ou peuvent être étendus pour exploiter des modèles dynamiques [Benallegue 2015b, Rotella 2015]. D'autres capteurs peuvent également être inclus, tels que LIDAR [Fallon 2015]. L'ensemble de ces méthodes ont pour caractéristique commune de résoudre un problème d'inférence entièrement couplé pour déduire la position et l'orientation à partir des mesures disponibles. Cependant, résoudre ce problème d'inférence peut s'avérer coûteux sur le plan informatique, difficile à régler et complexe à configurer et à déboguer.

Des estimateurs plus simples ont été proposés en combinaison avec des contrôleurs de l'équilibre, conduisant souvent à des résultats expérimentaux impressionnants [Park 2015, Faraji 2015, Henze 2016, Johnson 2015, Stephens 2010]. La simplicité de ces estimateurs provient souvent du découplage des estimations de l'orientation et de la position. Cela soulève la question suivante: dans quelle mesure devons-nous utiliser l'inférence entièrement couplée sur la position et l'orientation pour permettre un contrôle de haute performance? Il est difficile de répondre aujourd'hui à cette question en raison de la validation limitée et rigoureuse de ces approches, qui n'ont jamais été comparées en pratique.

Notre principale contribution à cette question, présenté dans [Flayols 2017], est de comparer deux estimateurs simples dans le cadre d'expériences d'équilibre et de marche avec le robot humanoïde HRP-2. Cette analyse permet aussi d'apprécier la contribution des différentes composantes de l'estimateur, comme l'inclusion des données de l'IMU et l'utilisation des capteurs de force pour détecter les ruptures de contact. Deux variantes d'estimateurs simples sont formulées en section 2.5 et section 2.6. La section 2.7 présente et analyse les résultats expérimentaux. Finalement, la section 2.8 rassemble remarques et conclusions portantes sur cette étude dans le cadre du contrôle.

2.5 Méthode 1: Moyennes pondérées en deux étapes

Cette section décrit un estimateur simple qui fait la moyenne de différentes estimations de la position de la base du robot. Dans la Section 2.5.1, nous formulons deux estimations de la position de la base à l'aide de la cinématique des jambes et d'une connaissance préalable de l'emplacement des contacts. La section 2.5.2 examine rapidement comment une IMU peut fournir une estimation de l'orientation du robot par rapport au champ de gravité. Dans la section 2.5.3, nous présentons la conception des fonctions de pondération, qui sont ensuite utilisées pour faire la moyenne des différentes estimations dans la section 2.5.4. Enfin, la section 2.5.5 explique comment compenser les glissements potentiels des pieds.

2.5.1 Estimation 6d basée sur la cinématique

Lorsque le robot se tient sur deux pieds au sol, on note 0M_L et 0M_R la position des pieds dans le monde²

$${}^0M_L = \begin{bmatrix} {}^0R_L & {}^0p_L \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^0M_R = \begin{bmatrix} {}^0R_R & {}^0p_R \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (2.1)$$

Connaissant le placement des pieds et la cinématique de chaque jambe, nous pouvons fournir deux estimations de la position de la base: $\widehat{{}^0M_b^L}$ et $\widehat{{}^0M_b^R}$ (voir Fig. 2.1).

Dans le cas de HRP-2, les chaînes cinématiques de chaque jambe contiennent une flexibilité sous les chevilles conçues pour absorber les chocs. Nous modélisons ces flexibilités sous forme d'un ressort linéaire 6D et nous utilisons les capteurs de force et couple au niveau de chaque pied pour estimer les déformations 6D associées:

$$w_l = K_l \begin{bmatrix} {}^L p_{a_l} \\ \text{rpy}({}^L R_{a_l}) \end{bmatrix}, \quad w_r = K_r \begin{bmatrix} {}^R p_{a_r} \\ \text{rpy}({}^R R_{a_r}) \end{bmatrix},$$

Où w_l (respectivement w_r) est le torseur d'effort mesuré au pied gauche (respectivement droit), K_r (respectivement K_l) est la matrice de raideurs (diagonale et définie positive), ${}^L p_{a_l}$ (respectivement ${}^R p_{a_r}$) est la déformation linéaire, ${}^L R_{a_l}$ (respectivement ${}^R R_{a_r}$) est la déformation angulaire, et $\text{rpy}(\cdot)$ est une fonction convertissant une matrice de rotation en angles de roulis, tangage et lacet (*roll-pitch-yaw*). Bien que l'utilisation des angles *rpy* implique un couplage entre les 3 axes, ils ne sont pas problématiques en pratiques pour des faibles flexions ($< 10^\circ$).

Ce modèle de flexibilité permet de reconstruire deux estimations de 0M_b , la transformation homogène de la base dans le repère monde:

$$\begin{aligned} \widehat{{}^0M_b^L} &= {}^0M_L {}^L M_{a_l}(w_l) {}^{a_l} M_b(q) \\ \widehat{{}^0M_b^R} &= {}^0M_R {}^R M_{a_r}(w_r) {}^{a_r} M_b(q), \end{aligned} \quad (2.2)$$

où q est ici le vecteur des configurations articulaires, ${}^{a_l} M_b(q)$ et ${}^{a_r} M_b(q)$ sont les

2. L pour *Left* (côté gauche) et R pour *Right* (côté droit)

transformations entre les chevilles et la base du robot. Ces quantités sont obtenues par le calcul de la cinématique directe.

2.5.2 Estimation de l'orientation via l'IMU

Comme présenté dans la section précédente, les robots humanoïdes (tel qu'HRP-2) sont équipés d'une centrale inertielle (IMU) composée d'un accéléromètre 3 axes et d'un gyroscope 3 axes. Le travail présenté dans [Madgwick 2010] propose un filtre complémentaire permettant d'estimer l'orientation de l'IMU par rapport au vecteur gravité. Des implémentations efficaces et libres de ce filtre sont disponibles [Madgwick 2010], simplifiant grandement sa mise en œuvre sur des systèmes réels.

Le principe d'un tel filtre réside dans le fait que l'orientation peut être obtenue par intégration des vitesses angulaires. Sous l'hypothèse qu'en moyenne, la mesure issue de l'accéléromètre est alignée avec la gravité, il est possible de dé-biaiser en utilisant les basses fréquences de l'accéléromètre. Seule l'orientation autour de l'axe vertical ne peut être dé-biaiser puisque l'accélération gravitationnelle n'en dépend pas.

Ce filtre complémentaire fournit donc une estimation partielle de l'orientation noté $\widehat{{}^0R_b}^{IMU}$, contenant seulement les angles de roulis et de tangage (roll et pitch).

2.5.3 Fonctions de pondération

Pour fusionner les différentes estimations, la première méthode proposée utilise des pondérations adaptatives notées λ . À chaque instant, ces poids sont calculés pour quantifier la *validité* de chaque estimation. Un parallèle peut être dressé entre ces pondérations et les variances associées au filtre de Kalman. Le rôle de ces poids est de traduire le fait qu'un pied peut être en train de se décoller ou de glisser, et donc que l'estimation fondée sur sa position ne devrait pas être prise en compte dans la fusion.

Une analyse simple nous permet d'identifier deux causes de données invalides provenant de la cinématique d'une jambe.

1. Le pied n'est en contact qu'avec un sommet ou une arête de la semelle
2. Le pied n'est pas en contact avec le sol

On utilise les capteurs de force de contact pour détecter ces situations et adapter les pondérations de fusions.

2.5.3.1 Situation 1

Cette situation peut être détectée à travers la distance entre le point (local) de moment nul (ZMP) noté (z_x, z_y) dans le repère du pied, et les bords de la semelle. Sous l'hypothèse d'un bruit sur la mesure du ZMP étant additif gaussien et centré de distribution $\mathcal{N}(0, \sigma_{\varepsilon_z}^2)$, la probabilité que le ZMP soit effectivement sous la semelle

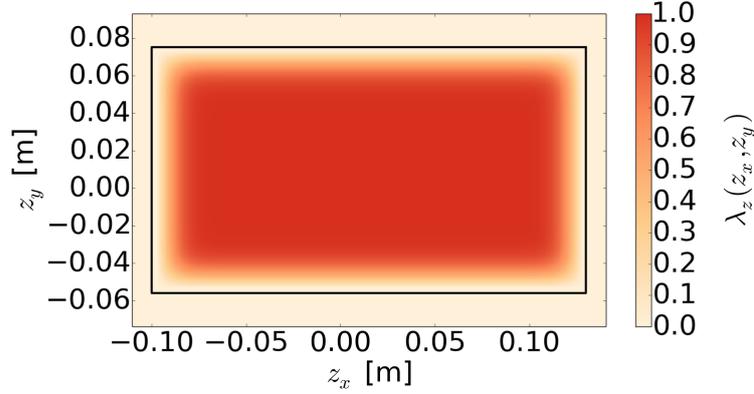


FIGURE 2.2 – Pondération λ_z en fonction de la mesure du ZMP avec $\sigma_{\varepsilon_z} = 1cm$. Le rectangle représente les limites du pied d'HRP-2.

est:

$$\begin{aligned} P_{zmp} &= P(x_{min} < z_x < x_{max})P(y_{min} < z_y < y_{max}) = \\ &= \int_{x_{min}}^{x_{max}} f_{z_x}(x) dx \int_{y_{min}}^{y_{max}} f_{z_y}(y) dy, \end{aligned}$$

où f_{z_x} et f_{z_y} sont les densités de probabilité marginales de la variable aléatoire z , et $x_{min}, x_{max}, y_{min}, y_{max}$ représentent les frontières de la semelle rectangulaire. L'extension à des surfaces de contact non rectangulaire peut être obtenue en utilisant l'approximation proposée dans [Del Prete 2016a]. Sous hypothèse d'erreur de mesure raisonnable (i.e. $3\sigma_{\varepsilon_z} < \min(y_{max} - y_{min}, x_{max} - x_{min})$) la probabilité P_{zmp} varie entre 0.25 et 1 quand le ZMP reste sous la semelle. Pour obtenir une fonction de pondération valide, on la normalise entre 0 et 1:

$$\lambda_z = \min\left(0, \frac{4}{3}(P_{zmp} - 0.25)\right)$$

Pour illustration, la figure Fig. 2.2 montre comment λ_z varie en fonction de la mesure du ZMP.

2.5.3.2 Situation 2

La perte de contact peut être détectée via la force normale de contact f_z . La méthode présentée pour la situation 1 peut être adaptée, ce qui donne une pondération fonction de l'écart type de l'erreur de mesure de la force normale $\sigma_{\varepsilon_{Force}}$:

$$\lambda_f = \min(0, 2(P(f_z > f_{min}) - 0.5)),$$

où f_{min} est la force minimale pour être en contact.

Finalement, pour chaque pied, on obtient une fonction de pondération qui dé-

pend seulement du torseur d'effort associé:

$$\lambda^R(w_r) = \lambda_z^R(w_r) \lambda_f^R(w_r), \quad \lambda^L(w_l) = \lambda_z^L(w_l) \lambda_f^L(w_l)$$

2.5.4 Fusionner les estimations

Cette section présente une méthode de fusion permettant d'obtenir une estimée de la position 6D définie par trois translations selon les axes x , y , z , et trois angles de *roulis*, *tangage*, et *lacet* (*roll*, *pitch* et *yaw*). On choisit d'utiliser l'espace *roulis*, *tangage*, et *lacet* à cause de la sparcitée de l'estimation d'orientation provenant de la centrale inertielle (*roulis* et *tangage* seulement), et pour une lecture plus simple des erreurs d'estimations.

La fusion est faite en deux étapes. Premièrement, on fusionne les estimations d'orientations obtenues par la centrale inertielle et par les deux chaînes cinématiques. Puis, supposant cette orientation, on calcule la position de la base qui minimise la distance des pieds aux positions connues à priori.

On préfère cette approche en deux étapes à une approche directement 6D qui pourrait conduire à de fortes variations de la position des pieds. Intuitivement, ceci est dû au fait que de faibles variations dans l'orientation de la base impliquent de grandes variations de la position des pieds causés par le long bras de levier. Les raideurs angulaires de la flexibilité aux chevilles du robot HRP-2 sont bien plus faibles que les raideurs linéaires. On fait donc plus confiance en l'estimation de la position des pieds que de leur orientation.

Prendre cette orientation de la base (estimée à la première étape) nous permet de trouver (dans un deuxième temps) la position qui fait coïncider au mieux (au sens des moindres carrés) la position estimée des pieds avec celles *connues* ${}^0p_L, {}^0p_R$.

2.5.4.1 Moyenne des orientations

Les orientations provenant des cinématiques des deux jambes sont données par (2.2), elles sont notées $\widehat{{}^0R_b^L}$ et $\widehat{{}^0R_b^R}$. L'estimation de l'orientation de la base est obtenue grâce à des matrices de pondération :

$$\text{rpy}(\widehat{{}^0R_b}) = \Lambda^{IMU} \text{rpy}(\widehat{{}^0R_b^{IMU}}) + \Lambda^L \text{rpy}(\widehat{{}^0R_b^L}) + \Lambda^R \text{rpy}(\widehat{{}^0R_b^R}), \quad (2.3)$$

avec:

$$\begin{aligned} \lambda^{norm} &= (\lambda^{IMU} + \lambda^L + \lambda^R)^{-1} \\ \Lambda^{IMU} &= \lambda^{IMU} \text{Diag} \begin{bmatrix} \lambda^{norm} & \lambda^{norm} & 0 \end{bmatrix} \\ \Lambda^L &= \lambda^L \text{Diag} \begin{bmatrix} \lambda^{norm} & \lambda^{norm} & (\lambda^L + \lambda^R)^{-1} \end{bmatrix} \\ \Lambda^R &= \lambda^R \text{Diag} \begin{bmatrix} \lambda^{norm} & \lambda^{norm} & (\lambda^L + \lambda^R)^{-1} \end{bmatrix} \end{aligned}$$

Notons que λ^{IMU} est une constante positive qui doit être réglée en fonction de qualité de la centrale inertielle vis-à-vis de la cinématique et des capteurs articulaires.

2.5.4.2 Moyenne des positions

Connaissant la position des pieds 0p_L , 0p_R et l'orientation de la base, $\widehat{{}^0R_b}$, on peut estimer la position de la base:

$$\widehat{{}^0p_b} = \frac{\lambda^L({}^0p_L - \widehat{{}^0R_b}{}^b p_L) + \lambda^R({}^0p_R - \widehat{{}^0R_b}{}^b p_R)}{\lambda^L + \lambda^R}, \quad (2.4)$$

où ${}^b p_R$ et ${}^b p_L$ sont les translations 3D extraites de (2.2).

2.5.4.3 Moyenne des vitesses

Deux estimations de la vitesse de la base peuvent être obtenues par différences finies de $\widehat{{}^0p_b}^L$ et $\widehat{{}^0p_b}^R$, extraites de (2.2). Comme cette opération amplifie fortement les bruits haute fréquence, un filtre de Savitzky-Golay [Savitzky 1964] est appliqué pour fournir une estimation lisse, mais retardée. Les paramètres de ce filtre doivent être adaptés au niveau de bruit des capteurs. Finalement, ces deux estimations de la vitesse sont moyennées en utilisant les mêmes pondérations que dans l'équation (2.4).

2.5.5 Compensation des glissements des pieds

Si différentes estimations sont affectées de différents biais, le biais de leurs moyennes pondérées dépend clairement des pondérations. Puisque nous utilisons des pondérations qui varient dans le temps, les variations des poids peuvent introduire un mouvement *fictif* de la base.

Pour pallier ce problème, nous proposons une méthode de rétroaction à faible gain pour éliminer les biais relatifs en adaptant lentement la posture supposée de chaque pied. Nous estimons le biais cinématique en calculant la différence entre la position actuelle du pied et celle selon l'estimation actuelle de la base :

$$M_{drift}^L = {}^0M_L^{-1} \widehat{{}^0M_b} {}^b M_L, \quad M_{drift}^R = {}^0M_R^{-1} \widehat{{}^0M_b} {}^b M_R$$

À chaque cycle, une partie de cette dérive est compensée:

$${}^0M_L := {}^0M_L \text{SE3interp}(\alpha_L, I, M_{drift}^L)$$

$${}^0M_R := {}^0M_R \text{SE3interp}(\alpha_R, I, M_{drift}^R),$$

où SE3interp est une fonction d'interpolation entre deux éléments de SE3, I est la matrice identité 4x4, et α_L et α_R sont les taux de convergence. Ces variables dépendent de la validité (la pondération) du contact avec le pied opposé, car les dérivées sont plus susceptibles de se produire sur le pied dont le contact est le moins fiable:

$$\alpha_L = \lambda^R \alpha, \quad \alpha_R = \lambda^L \alpha,$$

la constante α correspond au taux de convergence maximum, devant être adaptée à

l'application. Cette mise à jour de position des pieds peut entraîner une dérive selon les composantes non observables (orientation autour de l'axe vertical et position 3D). Si une position absolue est requise, d'autres capteurs doivent être utilisés comme par exemple un système de vision.³

2.6 Méthode 2: Un filtre de Kalman linéaire

La deuxième méthode considérée utilise une pondération adaptative par l'application du filtrage de Kalman pour estimer la position et la vitesse de la base flottante. Les approches d'estimation d'état précédentes ont utilisé des filtres de Kalman étendus (EKFs) pour estimer efficacement l'état de la base des humanoïdes et des quadrupèdes [Bloesch 2012, Rotella 2014, Rotella 2014, Benallegue 2015a]. Si les EKFs peuvent être performants dans de nombreux cas, ils manquent de garanties sur la stabilité de leur dynamique d'erreur et peuvent être difficiles à régler en pratique. Comme observation clé, cette section décrit comment l'estimation de l'état de base flottante peut être décomposée en une cascade de filtres d'orientation et de position sous une hypothèse raisonnable. Avec cette observation, l'estimation de la position de base et de la vitesse se transforme en un problème linéaire, que nous résolvons avec un filtre de Kalman.

2.6.1 Modèle de processus

Comme dans [Bloesch 2012], l'état de l'estimateur, dénoté x , inclue les positions des pieds en plus de l'estimation de la position et de la vitesse de la base

$$x = [{}^0p_b^T, {}^0v_b^T, {}^0p_L^T, {}^0p_R^T]^T \quad (2.5)$$

Étant donné la mesure de l'accéléromètre a_n au pas de temps n , la position de la base et sa vitesse évoluent comme suit :

$$x_{n+1} = \begin{bmatrix} {}^0p_{b,n} + {}^0v_{b,n} \Delta t + \frac{1}{2} [{}^0R_{b,n} a_n + g](\Delta t)^2 \\ {}^0v_{b,n} + [{}^0R_{b,n} a_n + g] \Delta t \\ {}^0p_{L,n} \\ {}^0p_{R,n} \end{bmatrix}, \quad (2.6)$$

En faisant l'hypothèse que les pieds restent stationnaires.

En général, si l'estimation de 0R_b est faite en même temps que x , l'estimation de l'état est celle d'un système non linéaire à temps discret. Cependant, en faisant l'approximation que l'estimation de 0R_b est découplée de x , le modèle de processus (2.6) devient linéaire et invariant dans le temps en prenant l'entrée de contrôle $u_n := {}^0R_{b,n} a_n + g$.

3. Une position absolue n'est souvent pas indispensable puisque les critères d'équilibres sont définis relativement aux points de contact et au champ gravitationnel.

Pour estimer 0R_b , nous nous basons sur une estimation d'orientation à partir des mesures issues de la centrale inertielle (similaire à celle décrite dans la section 2.5.2). En particulier, nous utilisons la deuxième version de l'estimateur présentée dans [Madgwick 2010]. Le filtre original a été conçu pour être utilisé avec un magnétomètre. Ici, nous remplaçons l'information du magnétomètre par une moyenne des estimations de l'orientation de la base obtenues par la cinématique.

2.6.2 Modèle de mesure

Pour estimer x , des mesures cinématiques de la position de la centrale inertielle sont fournies par rapport aux pieds. De plus, les hauteurs des pieds (z_L et z_R , supposées nulles) sont fournies comme pseudo-mesures :

$$y = \begin{bmatrix} {}^0R_b {}^b p_L(q_L) \\ {}^0R_b {}^b p_R(q_R) \\ z_L \\ z_R \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

Grâce à l'hypothèse de découplage de 0R_b , son estimation peut être incorporée dans la mesure y . Cette approche résulte en une relation linéaire entre la mesure \hat{y} et l'état \hat{x} :

$$\hat{y} = \begin{bmatrix} {}^0\hat{p}_b - {}^0\hat{p}_L \\ {}^0\hat{p}_b - {}^0\hat{p}_R \\ \hat{z}_L \\ \hat{z}_R \end{bmatrix} := C\hat{x} \quad (2.8)$$

2.6.3 Pondération du bruit de modèle

Selon les mêmes hypothèses de découplage, l'estimation de l'état x peut être obtenue en utilisant un filtre de Kalman linéaire standard sur un processus stochastique :

$$x_{n+1} = Ax_n + Bu_n + \mathcal{N}(0, Q_n) \quad (2.9)$$

$$y_{n+1} = Cx_{n+1} + \mathcal{N}(0, R_{n+1}) \quad (2.10)$$

avec les matrices A et B satisfaisants l'équation (2.6). Q_n et R_n correspondent respectivement à la covariance du bruit de processus et du bruit de mesure. Pour se conformer au fonctionnement de l'estimation par moyenne pondérée (WA), le bruit de mesure est défini comme suit :

$$R_n = \text{blockDiag}(\sigma_{p_L} I_3, \sigma_{p_R} I_3, \sigma_{z_L}, \sigma_{z_R})^2 \quad (2.11)$$

avec σ_{p_L} et σ_{z_L} sous la forme :

$$\sigma_{p_L}^2 = \sigma_{kin}^2 / \lambda^L \quad \sigma_{z_L}^2 = \sigma_h^2 / \lambda^L \quad (2.12)$$

à partir d'écart-types nominaux fixés σ_{kin} et σ_h .

La valeur de λ^L est saturée en dessous d'une valeur faible et positive ε pour éviter la division par zéro. De la même manière, une mise à l'échelle est appliquée pour le modèle de bruit du pied droit. Le bruit de processus est modélisé comme :

$$Q_n = \text{blockDiag}(0_3, \sigma_a I_3 \Delta t, \sigma_{\dot{p}_L} I_3 \Delta t, \sigma_{\dot{p}_R} I_3 \Delta t)^2, \quad (2.13)$$

où σ_a est l'écart type du bruit de mesure de l'accéléromètre, et où $\sigma_{\dot{p}_L}$ est encore une fois une pondération pour l'évolution de la position du pied. Ce modèle de bruit permet au filtre de capturer automatiquement l'évolution de la position du pied lors de la phase de vol des jambes pendant la marche. Pour que cette transition soit plus franche, le modèle de bruit a été exagéré grâce à une sigmoïde :

$$\sigma_{\dot{p}_L}^2 = \sigma_{\dot{p}}^2 (1 + e^{\gamma(0.5 - \lambda_L)}),$$

avec $\sigma_{\dot{p}}^2$ une variance nominale pour l'évolution de la vitesse du pied. Les équations standards de mise à jour du filtre de Kalman ont ensuite été utilisées pour construire des estimations de position et de vitesse.

2.7 Résultats

L'objectif de cette section est de comparer l'estimation par moyennes pondérées (section 2.5) et le filtre de Kalman (section 2.6) en termes de précision et d'efficacité.

De plus, on veut évaluer l'apport des fonctions de pondération (section 2.5.3) et de la centrale inertielle.

Trois expériences sont menées avec le robot HRP-2. Elles sont décrites en Section 2.7.2, 2.7.3 et 2.7.4.

2.7.1 Vérité terrain

On utilise un système de capture du mouvement (par Motion Analysis) pour obtenir une mesure absolue de la position et l'orientation de la base du robot à une fréquence de 100Hz. On calcule une dérivée numérique de la mesure de position pour obtenir une vitesse linéaire. La faible précision des mesures d'orientation nous empêche de calculer une vitesse angulaire.

2.7.2 Expérience 1: Bousculement

Dans ce premier test, le robot HRP-2 est contrôlé en position avec des gains élevés. Le robot se tient debout, avec ses deux pieds au sol. Le robot est poussé au niveau du torse selon plusieurs directions. Les références angulaires des articulations étant constantes, le mouvement n'est dû qu'à la déformation des flexibilités aux chevilles.

TABLE 2.1 – Erreur efficace (RMSE) et erreur maximale de la position de la base (P), de l'orientation (R) et de la vitesse (V). Les colonnes WA correspondent à la moyenne pondérée en deux étapes avec des pondérations adaptatives ou fixes. La colonne KF correspond au filtre de Kalman avec covariances pondérées.

| | WA $\lambda^{IMU} = 0$ $\lambda^L = \lambda^R = 1$ | | WA $\lambda^{IMU} = 0$ $\lambda^L = \lambda^R = 1$ | | WA $\lambda^{IMU} = 1$ $\lambda^L = \lambda^R = 1$ | | WA $\lambda^{IMU} = 1$ | | KF | | |
|--------------|--|-------|--|-------|--|-------|---------------------------|-------|-------|------|-------|
| | RMSE | Max | RMSE | Max | RMSE | Max | RMSE | Max | RMSE | Max | |
| Pushes | P [mm] | 4.2 | 19.2 | 3.7 | 19.4 | 3.3 | 12.5 | 3.0 | 11.1 | 3.0 | 8.5 |
| | R [°] | 0.5 | 1.4 | 0.5 | 1.4 | 0.5 | 1.4 | 0.5 | 1.4 | 0.5 | 1.5 |
| | V [mm/s] | 24.4 | 87.9 | 24.2 | 83.4 | 24.4 | 87.9 | 24.2 | 83.4 | 14.2 | 49.5 |
| CoM Sinusoid | P [mm] | 6.8 | 19.7 | 4.4 | 8.7 | 5.0 | 12.5 | 4.1 | 7.3 | 5.7 | 11.1 |
| | R [°] | 0.3 | 0.8 | 0.3 | 0.8 | 0.3 | 0.8 | 0.4 | 0.8 | 0.5 | 0.9 |
| | V [mm/s] | 36.7 | 191.0 | 28.1 | 85.2 | 36.7 | 191.0 | 28.1 | 85.2 | 18.5 | 103.6 |
| Walking | P [mm] | 39.7 | 68.6 | 37.4 | 68.2 | 36.9 | 65.0 | 34.9 | 63.9 | 26.0 | 50.4 |
| | R [°] | 0.8 | 1.9 | 0.8 | 2.0 | 0.8 | 2.0 | 0.8 | 2.0 | 0.9 | 2.0 |
| | V [mm/s] | 208.8 | 467.1 | 107.8 | 313.4 | 208.8 | 467.1 | 107.8 | 313.4 | 82.2 | 298.0 |

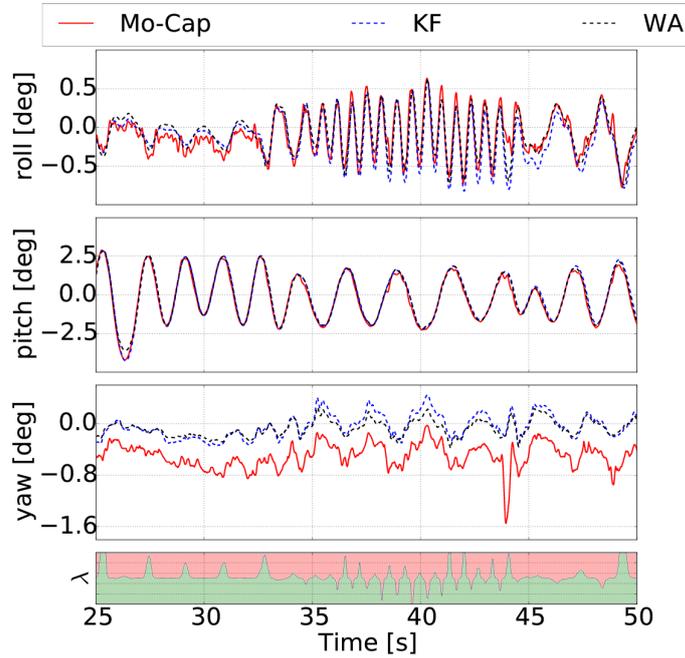


FIGURE 2.3 – Orientation de la base pendant l'expérience 1. Le dernier tracé montre l'évolution de la fonction de pondération normalisée $\lambda = \lambda_L / (\lambda_L + \lambda_R)$. Mo-Cap correspond à la vérité terrain. KF et WA sont les estimations obtenues par filtre de Kalman et par moyenne pondérée respectivement.

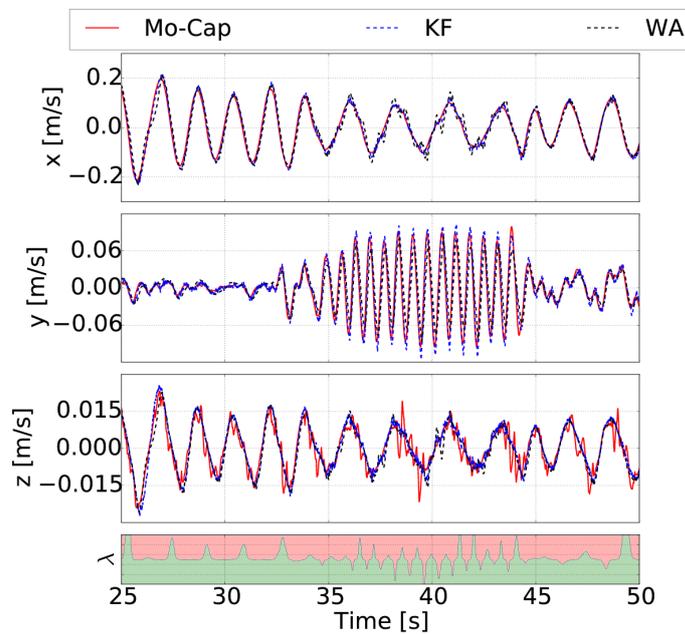


FIGURE 2.4 – Vitesse de la base pendant l'Expérience 1. Le dernier tracé montre l'évolution de la fonction de pondération normalisée $\lambda = \lambda_L / (\lambda_L + \lambda_R)$.

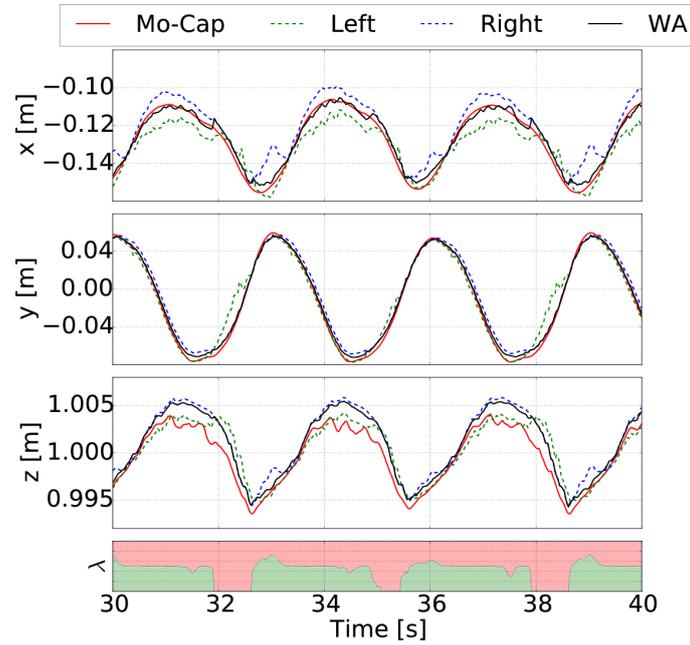


FIGURE 2.5 – Position de la base pendant l'expérience 2. Cette figure permet de mettre en évidence l'utilité de la fonction de pondération $\lambda = \lambda_L / (\lambda_L + \lambda_R)$, qui fait tendre l'estimation par moyenne pondérée vers l'estimation via le pied droit quand λ décroît.

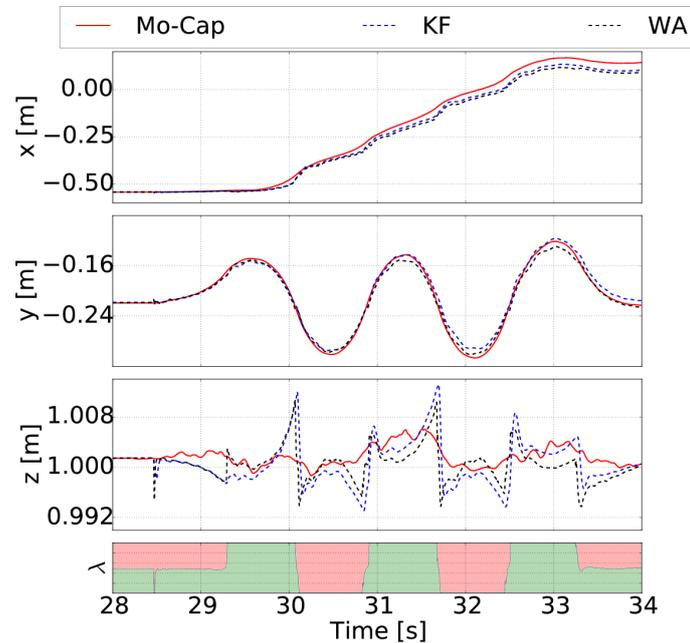


FIGURE 2.6 – Position de la base pendant l'expérience 3. Le dernier tracé montre l'évolution de la fonction de pondération normalisée $\lambda = \lambda_L / (\lambda_L + \lambda_R)$. Les deux estimateurs (KF et WA) montrent une dérive d'environ 10% de la trajectoire parcourue dans l'axe x.

2.7.3 Expérience 2: CoM Sinusoïdal

Dans cette deuxième expérience, les articulations inférieures du robot étaient contrôlées en couple, les deux pieds restant en contact avec le sol plat comme dans l'expérience 1.

Pour cette commande, on utilise un contrôleur dynamique-inverse de l'état de l'art [Del Prete 2016a] pour suivre une référence sinusoïdale du centre de masse suivant l'axe y (mouvement latéral). L'amplitude crête-a-crête est de 14 cm, parcourus en une demie-période de 1.5 s

2.7.4 Expérience 3: Marche

Dans ce troisième test, le robot HRP-2 est commandé en position, suivant une trajectoire de marche sur sol plat. Le robot effectue trois pas puis s'arrête. Le faible nombre de pas est une conséquence de la couverture réduite du système de capture de mouvement.

2.7.5 Identification des flexibilités aux chevilles

La raideur 6D des chevilles de HRP-2 a été identifiée. En utilisant les données collectées lors de l'expérience 1. On utilise pour cela les mesures de forces et couples de contacts ainsi que la mesure de position provenant du système de capture. Les raideurs identifiées par régression linéaire sont les suivantes:

$$K_l = K_r = \text{diag}(4034, 23770, 239018, 707, 502, 936)$$

Ces raideurs ont été utilisées pour toutes les expériences.⁴

2.7.6 Politique de mise à jour des pieds

Le système de capture fournit une mesure absolue de la position du robot alors que les estimateurs ont un biais inhérent dans les composantes non observables comme expliqué en Section 2.5.5. Pour limiter l'effet de la dérive dans le calcul d'erreur, on choisit un taux de mise à jour $\alpha = 0$ pour les expériences 1 et 2, pendant lesquelles les pieds n'étaient pas censés bouger, bien que de faibles déplacements peuvent avoir eu lieu. Cependant, la mise à jour du placement des pieds a été activée totalement lors de la première itération pour garantir que chacune des estimations menait à des résultats cohérents.

Au contraire, pour l'expérience de marche, la mise à jour des pieds a été activée avec un taux de mise à jour rapide $\alpha = 0.8$ pour traquer la position du pied pendant la phase de vol et avant l'atterrissage. Aucune mise à jour en Z n'est appliquée pour que les résultats soient comparables avec le filtre de Kalman.

4. Les trois premières grandeurs correspondent aux raideurs linéaires et sont exprimées en N/m. Les trois suivantes sont les raideurs angulaires en Nm/rad. Ce résultat est une moyenne entre la raideur identifiée du pied droit et celle du pied gauche.

Notons qu'aucune information émanant du contrôleur n'est utilisée pour déterminer quel pied est en contact.

2.7.7 Métriques

Pour évaluer l'exactitude d'un estimateur, nous pensons qu'il est important de saisir à la fois le comportement nominal et les cas les plus défavorables. Pour cette raison, nous présentons à la fois l'erreur efficace et l'erreur maximale. De plus, nous distinguons séparément les erreurs de position, d'orientation (basées sur rpy) et de vitesse linéaire.

2.7.8 Temps de calcul

Comme on pouvait s'y attendre, les deux estimateurs se sont avérés extrêmement efficaces sur un plan computationnel. Pour la moyenne pondérée, la majeure partie du temps est consacrée au calcul de la cinématique du robot, ce qui se traduit par un temps moyen de 8 μs . Pour le filtre de Kalman, outre le calcul de la cinématique du robot, les opérations les plus coûteuses sont les décompositions matricielles et les multiplications réalisées dans l'étape d'innovation. Le temps de calcul moyen de la méthode par filtrage de Kalman est d'environ 16 μs . En conclusion, les deux estimateurs sont adaptés à une mise en œuvre sur une boucle de contrôle rapide, ce qui est une condition essentielle pour une application sur un véritable robot.

2.7.9 Discussion

Le Tableau I résume les résultats des trois expériences. Dans l'ensemble, les deux estimateurs donnent de faibles erreurs d'estimation pour la position (inférieure à 1 cm) et l'orientation (inférieure à 1 degré) de la base du robot dans les deux premiers tests. Les erreurs de position les plus importantes enregistrées dans le dernier test sont dues à la non-observabilité de la position, conduisant à une dérive, principalement le long de l'axe x (voir Fig. 2.6). Cette dérive est à peu près égale à 10% de la distance parcourue et est comparable à la dérive observée par les estimateurs basés sur l'EKF [Bloesch 2012].

La dérive en position est vraisemblablement la cause des erreurs en position plus importante de l'approche par filtrage de Kalman pour la deuxième expérience. L'approche des moyennes pondérées n'est pas sujette à dérive dans les deux premiers tests parce que le taux de mise à jour du pied avait été mis à zéro (comme déjà discuté dans la section 2.7.6).

Malgré la non-observabilité de l'angle de lacet, les erreurs d'orientation pour le dernier essai sont comparables à celles des deux premiers essais. Nous nous attendons à ce que ce ne soit plus le cas lors d'expériences de marche plus longues.

En ce qui concerne l'estimation de la vitesse, le filtre de Kalman a largement dépassé l'approche des moyennes pondérées. Ceci est probablement dû au retard réduit de l'estimation de la vitesse pour le filtre de Kalman, obtenue grâce à l'utilisation des mesures de l'accéléromètre.

Globalement, l'introduction des fonctions de pondération a permis d'obtenir de meilleurs résultats. Ceci est particulièrement vrai pour la deuxième expérience (voir Fig. 2.5), dans laquelle le pied gauche n'est souvent en contact qu'avec un seul bord. L'estimateur s'est donc appuyé davantage sur l'information provenant de la cinématique de la jambe droite.

Il en va de même pour l'introduction des données IMU. Les améliorations dues aux données de l'IMU sont négligeables pour l'orientation, mais elles sont significatives pour la position. Ceci est dû au fait que de petits changements dans l'orientation de la base peuvent entraîner de grands changements dans la position des pieds, et donc dans la position de la base. Grâce à l'approche en deux étapes, les légères améliorations dans l'estimation de l'orientation conduisent à des améliorations allant jusqu'à 30 % pour l'estimation de la position.

En conclusion, la précision de l'estimation obtenue par les estimateurs simples présentés ici est comparable aux précisions rapportées dans la littérature pour des estimateurs basés sur l'EKF. Cela suggère que ces estimateurs simples pourraient être suffisants pour effectuer un contrôle de rétroaction des robots humanoïdes. L'estimateur KF a fourni une bien meilleure estimation de la vitesse que l'estimateur WA (au détriment d'un temps de calcul légèrement plus long), nous pensons donc qu'il devrait être préférable si une rétroaction de vitesse est nécessaire.

2.8 Conclusion

Dans ce chapitre, la question de l'estimation de l'état d'un robot humanoïde est abordée, en s'intéressant aux capteurs généralement disponibles puis au possible filtrage et fusions qui permettent de reconstruire l'état du robot. Deux filtres simples sont présentés pour estimer la position et la vitesse de la base, et sont comparés à l'aide d'expériences de stabilisation et de marche avec le robot humanoïde HRP-2. Les deux estimateurs s'appuient sur une première estimation d'orientation basée sur les mesures d'une centrale inertielle et des mesures de cinématique depuis les points de contact. Une fois que l'orientation de la base est fixée, deux approches ont été présentées pour estimer sa position et sa vitesse. Les deux méthodes utilisent des fonctions de pondération basées sur les mesures des forces et moments aux contacts, qui aident à détecter les violations des hypothèses de contact plan.

Les résultats présentés montrent l'importance des mesures inertielles et des capteurs de forces et de moments pour améliorer l'estimation basée sur la cinématique. Malgré leur simplicité par rapport aux méthodes basées sur le filtre EKF, les deux estimateurs donnent de bons résultats dans les scénarios testés. Pour les expériences de stabilisation, les erreurs de position moyennes sont bien inférieures à 1 cm, tandis que les erreurs d'orientation sont inférieures à 1°. Pour l'estimation de la vitesse, la deuxième approche a largement surpassé la première, avec des erreurs moyennes environ 40 % plus faibles. Pour les expériences de marche, les deux estimateurs ont montré une dérive dans les composantes non observables (c.-à-d. position absolue et angle de lacet), qui sont comparables à celles rapportées pour les méthodes basées

sur un EKF [Bloesch 2012]. Grâce à leur simplicité, les deux estimateurs offrent des temps de calcul extrêmement rapides (inférieurs à $20\mu s$), ce qui les rend utilisables pour le contrôle par retours d'état à haute fréquence. Bien que le temps de calcul de la méthode EKF ne soit généralement pas fourni dans la littérature, nous nous attendons à ce qu'il soit légèrement plus élevé. Les deux méthodes proposées sont cependant plus simples à mettre en œuvre et à régler.

Si la précision a été notre principal critère d'évaluation de la qualité des reconstructions d'état, ce n'est pas le seul critère qui permette de prédire la performance d'un estimateur en boucle fermée. D'autres paramètres tels que la stabilité, le taux de convergence global et la robustesse aux bruits des capteurs et aux erreurs de modélisation peuvent affecter profondément la stabilité de la commande, en particulier pour les mouvements hautement dynamiques ou pour les commandes à gain élevé. Nous prévoyons d'examiner ces critères dans le cadre de nos travaux futurs. De plus, nous souhaitons élargir nos comparaisons en évaluant l'une des méthodes basées sur la méthode EKF, afin de quantifier la perte de performance potentiellement induite par le découplage entre l'orientation et la position.

Actionnement et asservissement articulaire

Sommaire

| | | |
|------------|--|-----------|
| 3.1 | Introduction | 46 |
| 3.2 | Principaux types d'actionnement | 46 |
| 3.3 | Asservissement articulaire | 47 |
| 3.3.1 | Contrôle en position | 47 |
| 3.3.2 | Contrôle en couple | 48 |
| 3.3.3 | Contrôle en admittance | 49 |
| 3.4 | Modélisation et identification des motoréducteurs d'HRP-2 | 50 |
| 3.4.1 | Modélisation | 51 |
| 3.4.2 | Identification | 52 |
| 3.5 | Commande en couple d'HRP-2 | 54 |
| 3.5.1 | Compensation des frottements de coulomb | 55 |
| 3.5.2 | Amélioration de la boucle en courant | 55 |
| 3.5.3 | Résultats | 57 |
| 3.5.4 | Limitations | 59 |
| 3.6 | Conclusion | 61 |

3.1 Introduction

Dans ce chapitre, on s'intéresse à l'actionnement des articulations des robots marcheurs. On suppose qu'un algorithme met à disposition les consignes d'efforts articulaires répondants à des objectifs de haut niveau, et l'on se pose le problème d'appliquer et de réguler ces efforts au niveau local, c'est-à-dire au niveau articulaire. On fera un rapide aperçu des technologies d'actionneur et de leurs principaux paramètres pour finalement se concentrer sur l'actionneur électrique couplé à un réducteur à onde de déformation tel qu'utilisé dans les robots HRP-2 et Pyréne.

Sur ces bases, une méthode d'identification de motoréducteur est proposée et appliquée au robot HRP-2. Elle permet de lier le courant électrique (variable de commande) au couple articulaire (grandeur asservie). Une commande en couple est mise en œuvre sur les 12 articulations des jambes d'HRP-2. Finalement, nous proposons une évaluation pour des tâches de stabilisation et de suivi du centre de masse en double support sur un sol plan. Finalement, les résultats expérimentaux justifient l'extension à la méthode développée dans le chapitre suivant incluant une modélisation de contact flexibles.

3.2 Principaux types d'actionnement

La mise en mouvement de tout robot articulé doit être produite par un système capable de transformer une énergie primaire en énergie mécanique. Souvent sous forme de mise en rotation, et dans certains cas de mise en translation.

On distingue plusieurs familles d'actionneurs selon l'énergie primaire utilisée, principalement électrique, hydraulique ou parfois pneumatique.

On différencie ensuite les actionnements réversibles des actionnements non réversibles. La réversibilité est la capacité de transmettre une énergie de la charge mécanique vers la source primaire, électrique par exemple. Un actionnement non réversible peut être utile pour des applications qui impliquent des charges statiques que l'on peut maintenir sans apport d'énergie. Cependant pour mieux interagir avec l'environnement, on préfère généralement un actionnement réversible pour qu'il existe un lien entre les grandeurs de commandes (électrique par exemple) et les forces articulaires.

Un autre paramètre déterminant d'un actionneur est son régime de fonctionnement. Le rendement d'un actionneur est fonction du point de fonctionnement couple-vitesse. Pour influencer sur cette dernière caractéristique, un actionneur est souvent couplé à un réducteur, pour diminuer la vitesse, et augmenter le couple. Ce dernier introduit des frottements et une baisse de la réversibilité.

Finalement, il est parfois utile d'ajouter un élément flexible dans la ligne de transmission pour assurer une souplesse naturelle, et absorber des impacts en cas de non-réversibilité ou d'inertie motrice importante [Pratt 1995].

Parmi tous les choix ainsi exposés, on s'intéresse dans la suite de ce chapitre aux actionneurs électriques associés à des réducteurs à onde de déformation (Harmonic

Drive), tel qu'utilisée dans les robots HRP-2 et Pyrène. Ce type d'actionnement est largement répandu en robotique des bras manipulateurs et des robots marcheurs. Le moteur électrique est un système simple à contrôler et utilise une énergie primaire que l'on peut facilement stocker. Couplé à un réducteur à onde de déformation il forme un motoréducteur compact et puissant [Ott 2016].

3.3 Asservissement articulaire

3.3.1 Contrôle en position

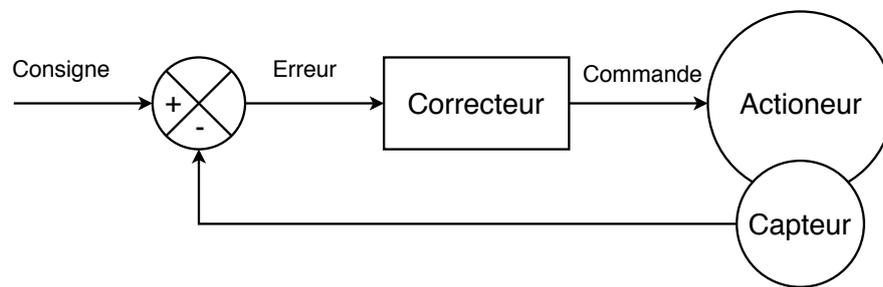


FIGURE 3.1 – Structure d'asservissement par rétroaction pure

Le contrôle en position des systèmes polyarticulés s'est longtemps imposé comme le standard en robotique. Les contrôleurs les plus simples permettent de suivre des trajectoires avec grande précision. Le problème est alors de générer des trajectoires de référence correspondant à la dynamique grâce aux méthodes présentées dans le Chapitre 1, puis d'asservir chaque articulation pour obtenir le mouvement corps complet du robot, par exemple comme [Carpentier 2016]. Cette approche suppose un système fortement rigide et un environnement parfaitement connu. Pour s'adapter à de faibles erreurs ont été introduits des filtres dynamiques [Naveau 2016], et des boucles de régulation de forces de contact, sur les chevilles et les hanches par exemple, pour stabiliser l'équilibre [Kajita 2005].

Une structure d'asservissement par rétroaction classique (Figure 3.1) est adaptée à une commande en position. La consigne et la mesure du capteur sont toutes les deux homogènes à des positions angulaires.¹ La sortie du correcteur est une grandeur de commande du moteur tel que le courant ou la tension. Le correcteur lui peut être un simple PID (équation 3.1), dont les gains définiront la raideur de commande, définie comme la force qu'applique l'actionneur pour une erreur de position donnée.²

C'est cette solution qui a été mise en œuvre par les concepteurs du robot HRP-2. C'est aussi le mode de commande par défaut du robot Pyrène.

1. La consigne et la mesure peuvent être aussi définies comme un duo position et vitesse.

2. Cette définition intuitive n'est vraie que pour le gain proportionnel, le gain en vitesse détermine l'opposition à des changements de vitesse et le gain intégral définira la vitesse de convergence à zéro de l'erreur.

$$i = K_p(\theta^* - \theta) + K_i \int (\theta^* - \theta) + K_d(\dot{\theta}^* - \dot{\theta}) \quad (3.1)$$

i correspond au courant moteur³, θ et $\dot{\theta}$ à la position et à la vitesse articulaire. θ^* et $\dot{\theta}^*$ sont eux les positions et vitesses de consignes.

Les gains K_p , K_i et K_d sont les gains proportionnel, intégral, dérivé du correcteur PID.

3.3.2 Contrôle en couple

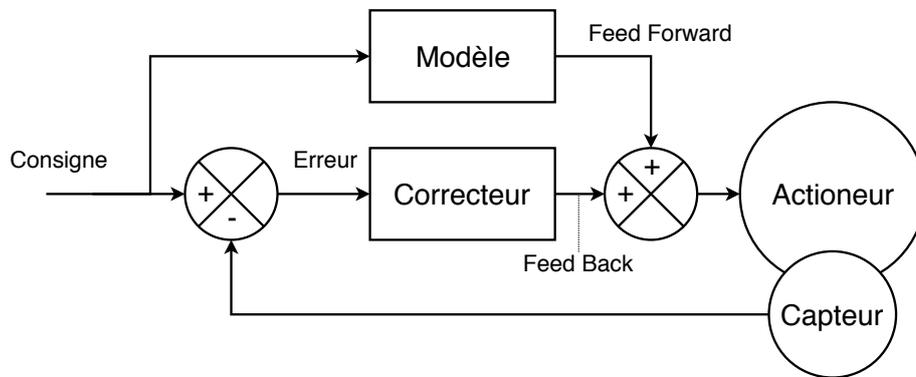


FIGURE 3.2 – Structure d'asservissement par rétroaction et action directe

Les progrès technologiques en motorisation, en capteurs et en informatique ont rendu possible la commande en couple de systèmes à grands degrés de liberté. Une informatique rapide couplée à des bus de communications aux bandes passantes adaptées et à des contrôleurs moteurs bas niveau performants, rendent possible la commande du courant électrique directement par un algorithme central [Stasse 2017, Engelsberger 2014].

L'estimation des couples articulaires peut se faire en combinant les estimations provenant d'un modèle inertiel du robot et d'une mesure des forces externes [Del Prete 2016b]. La plupart des robots humanoïdes sont équipés de capteurs de force 6d dans leurs poignets et leurs chevilles. Dans ce cas, si les forces d'interactions prennent place aux pieds ou aux mains, et connaissant le modèle inertiel du robot et son orientation par rapport à la gravité, on est capable d'estimer le couple en chacune des articulations.

Les plates-formes plus actuelles embarquent les capteurs et l'électronique de commande facilitant le contrôle du couple. Ces nouveaux robots tels que Pyrène (figure 1) [Stasse 2017], ou TORO [Engelsberger 2014] sont dotés de capteurs de couple au niveau articulaire rendant possible une mesure directe de l'effort après réduction

3. Selon l'électronique de commande des moteurs, il n'est pas toujours possible de commander le courant moteur. Le même contrôleur reste valable, mais la variable i devient une modulation de largeur d'impulsion, image de la tension appliquée au moteur.

mécanique, c'est-à-dire au plus proche de la charge et donc de l'interaction physique avec le monde extérieur [Ott 2016]. Les forces extérieures peuvent prendre place en n'importe quel corps du robot, sans fausser l'estimation des efforts articulaires. De plus, ces nouveaux robots embarquent des cartes de contrôle moteur acceptant des consignes de courant, grandeur électrique proportionnelle au couple moteur.

Finalement, avec une architecture dotée des actionneurs et capteurs adaptés, le problème de la commande en couple devient celui de la formulation d'un contrôleur qui traitera les mesures ou estimations de couples, de forces d'interaction et d'équilibre pour générer la commande de nouveaux couples de référence à appliquer aux actionneurs qui régulariseront le comportement imposé.

Au niveau articulaire, l'asservissement du couple peut être implémenté comme une rétroaction pure (Figure 3.1) ou complétée d'un terme d'action directe (*feed-forward*) (Figure 3.2). Ajouter un terme de *feed-forward* permet, pour des mêmes gains de contrôleur, d'obtenir des précisions de suivi plus importantes [Del Prete 2016b]. En effet, en l'absence de perturbation et avec un modèle d'actionnement parfait, le terme de *feed-forward* seul permet en théorie d'obtenir une erreur nulle. En réalité, une commande en boucle ouverte n'est pas possible du fait des erreurs de modèle et de perturbations extérieures. Mais les gains de la rétroaction peuvent être plus faibles, ce qui permet d'obtenir une souplesse dans l'actionnement, pour par exemple absorber des erreurs dans le modèle de géométrie de l'environnement ou dans la cinématique du robot. Réduire les gains de rétroaction permet aussi d'être moins sensible aux bruits des capteurs.

$$i = K_p^T(\tau^* - \tau) + i_{mot}(\tau^*) \quad (3.2)$$

où $i_{mot}(\cdot)$ est un modèle de l'actionnement liant le couple articulaire au courant moteur. Un tel modèle est proposé et identifié dans la section 3.4 pour l'actionnement du robot HRP-2. K_p^T est le gain en couple du contrôleur.⁴ τ^* correspond au couple de référence calculé par le correcteur corps complet.

3.3.3 Contrôle en admittance

Le contrôle en admittance est une commande en position dont les références sont adaptées selon une erreur en force ou en couple [Seraji 1994]. Elle permet d'associer la stabilité et la robustesse d'une commande en position et de la souplesse d'une commande en effort. En effet il n'est pas nécessaire d'identifier précisément la motoreduction et les effets des frottements et autres non-linéarités dans l'actionnement sont compensés par la commande en position à grands gains.

Bien sûr, cette dernière propriété s'accompagne de l'impossibilité d'introduire un terme de commande direct (*feed-forward*). Il en résulte que le compromis entre souplesse et précision sera toujours moins avantageux qu'avec une commande en couple pure [Del Prete 2016b].

4. Ce contrôleur est ici un simple correcteur proportionnel. Il peut être complété d'une action intégrale saturée ou fuyante. Une rétroaction dérivative est sensible aux vibrations et nécessite un filtrage approprié

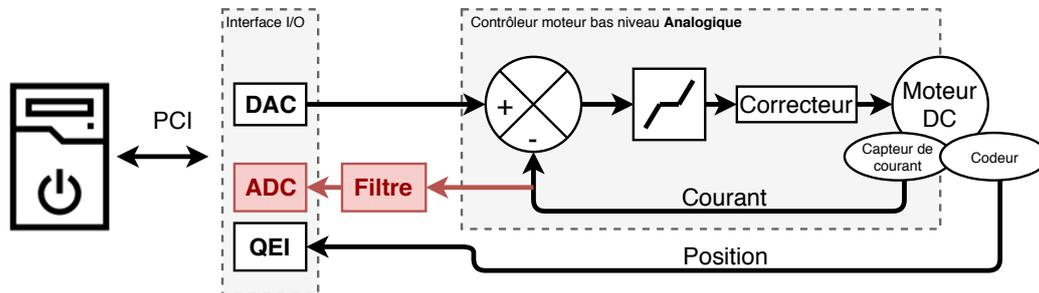


FIGURE 3.3 – Structure du contrôle moteur du robot HRP-2. En rouge, la modification électronique apportée permettant l'identification de la motoréduction et l'amélioration du suivi en courant.

De plus, pour l'application robotique considérée, l'admittance est définie directement dans l'espace des forces de contact. La correction des positions articulaires est calculée par un deuxième correcteur corps complet qui fait correspondre l'erreur en force de contact à une correction articulaire. On utilise pour cela une cinématique inverse. Ces corrections doivent rester faible pour que la dynamique calculée dans le premier contrôleur corps complet reste valable.

Finalement, le contrôle en admittance fait apparaître un retard dans le suivi des forces inhérent à la structure de rétroaction [Wieber 2016]. Il est alors nécessaire de développer des contrôleurs robustes à des retards de suivi des forces de contact [Englsberger 2011] ou de le prendre en compte dans la génération des forces de référence [Morisawa 2012].

3.4 Modélisation et identification des motoréducteurs d'HRP-2

Ajouter un terme de commande directe (*Feed Forward*) n'est possible que si l'on dispose d'un modèle de l'actionnement liant la grandeur de commande (le courant), à l'état régulé (le couple articulaire).

Les 30 articulations du robot HRP-2 sont actionnées par des moteurs à courant continu associés à des réducteurs à onde de déformation à fort rapport de réduction [Kaneko 2004].

Dans le cas de ce robot, l'ordinateur envoie une consigne d'intensité à un contrôleur bas niveau en charge d'asservir le courant moteur. Aucune mesure du courant réel n'est disponible en entrée de l'ordinateur de contrôle. De plus le régulateur de courant est une boucle analogique de bande passante limitée et incluant une zone morte. La structure de la boucle en courant est représentée en figure 3.3.

Une électronique de conditionnement et d'acquisition a été conçue et ajoutée au robot HRP-2 permettant de filtrer et d'amplifier la mesure de courant provenant des capteurs déjà présents sur les contrôleurs analogiques comme montré en figure

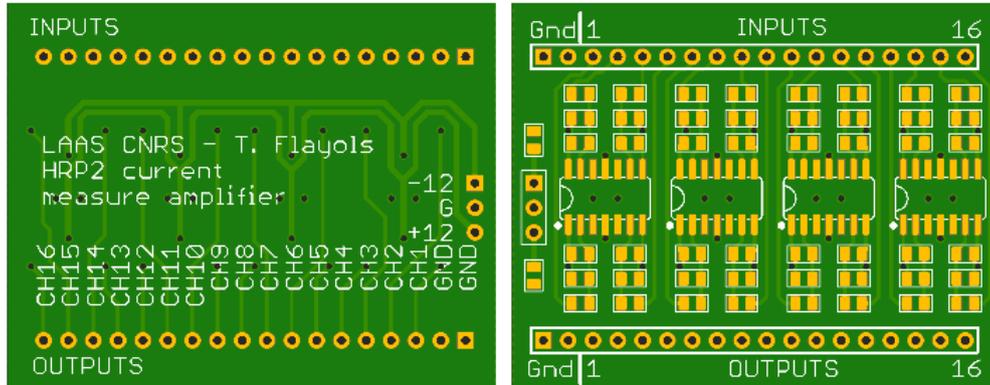


FIGURE 3.4 – PCB conditionnent des mesures de courant. - 16 voix

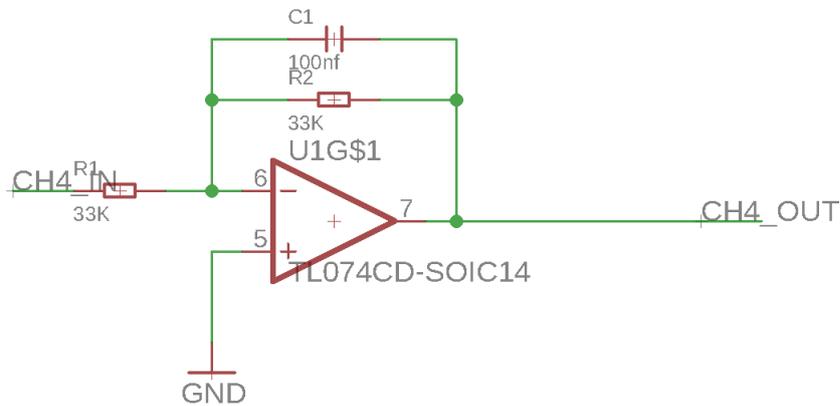


FIGURE 3.5 – Structure de conditionnement des mesures de courant - une voie

3.4.

Le conditionnement représenté en figure 3.5 consiste en un filtre anti-repliement actif du premier ordre.

$$H(j\omega) = -\frac{R_2}{R_1} \frac{1}{1 + jR_2C_1\omega} \quad (3.3)$$

La fréquence de coupure $\frac{1}{2\pi R_2 C_1}$ est choisie inférieure à $500Hz$ pour respecter les conditions d'échantillonnage pour une fréquence de commande de $1Khz$. Le gain $-\frac{R_2}{R_1}$ est lui adapté à chaque moteur pour profiter de la plage maximale des convertisseurs analogiques numériques, sans saturer la mesure.

3.4.1 Modélisation

Grâce à cette mesure de courant, il est possible d'identifier les motoréducteurs d'HRP-2 indépendamment des boucles analogiques en courant. Nous avons implémenté cette modification électronique à chaque moteur des jambes et du tronc.

Une identification a permis de lier la variable couple aux mesures de courant et de vitesse.

Le modèle suivant a été retenu pour décrire la motoréduction :

$$i_{mot}(\tau, q, v, \dot{v}) = K_t\tau + K_v\dot{q} + K_a\ddot{q} + K_f\text{sign}(\dot{q}) \quad (3.4)$$

Où i_{mot} est le courant moteur, τ le couple articulaire, q v \dot{v} , respectivement la position, vitesse et accélération articulaire.

Ce modèle générique fait apparaître les différents paramètres suivants :

- K_t L'inverse de la constante de couple du moteur
- K_v Effets des frottements visqueux
- K_a Effets des inerties
- K_f Effets des frottements de Coulomb

3.4.2 Identification

Ces différents paramètres ont été identifiés pour l'ensemble des motoréducteurs des jambes d'HRP-2. La collecte de données s'effectue axe par axe, avec le robot rigidement attaché à l'environnement par son bassin. Le couple articulaire est reconstruit grâce au modèle inertiel du robot.

Pour un signe de vitesse donnée, le modèle de la motoréduction est linéaire en les paramètres K_t, K_v, K_a et K_f . On applique une régression par méthode des moindres carrés sur les données séparées selon le signe de la vitesse. De plus, on choisit des trajectoires d'excitation qui permettent d'identifier séparément les différents coefficients.

Vitesse quasi nulle: K_f et K_t

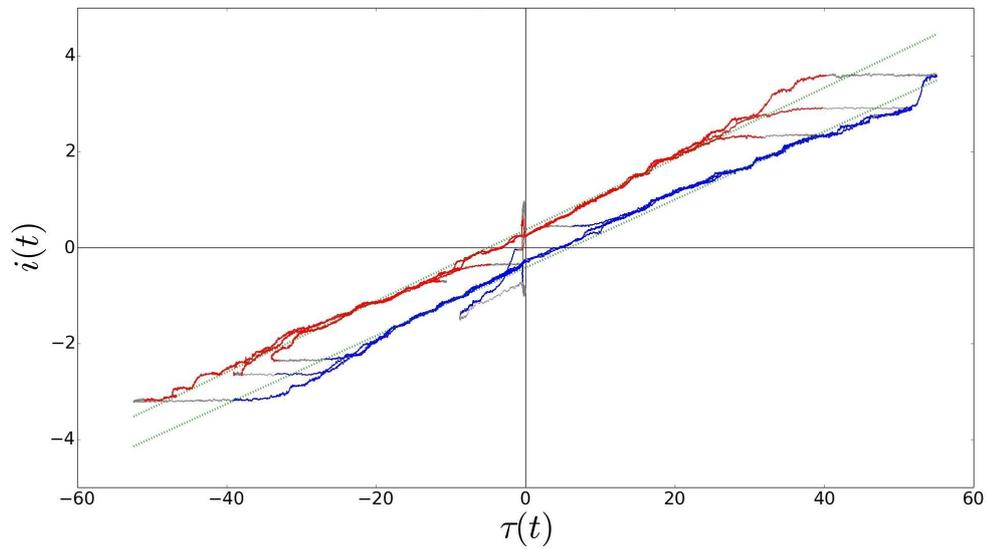
Pour identifier K_f et K_t des essais sont effectués à vitesse quasi nulle et en appliquant des forces externes mesurées par le capteur d'effort six axes du pied. Le robot est contrôlé en position avec un correcteur à grands gains proportionnels. Le correcteur s'oppose aux efforts appliqués, essayant de garder la position articulaire fixe.

$$\begin{aligned} i_{mot} &= K_t\tau + K_f & \text{si } \dot{q} > \varepsilon > 0 \\ i_{mot} &= K_t\tau - K_f & \text{si } \dot{q} < -\varepsilon < 0 \end{aligned}$$

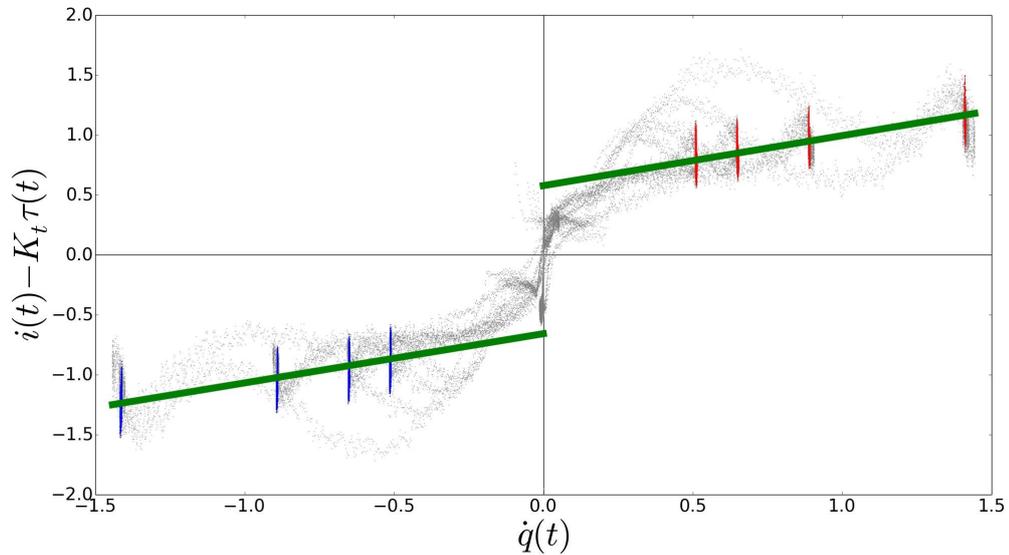
La figure 3.6 (a) montre l'identification de K_f et K_t pour le genou droit d'HRP-2.

Vitesse constante: K_v et K_f

Pour identifier K_v et une autre estimée de K_f des essais sont effectués à vitesse constante sans appliquer de force externe.



(a) Essais en vitesses faibles



(b) Essais en faible accélération

FIGURE 3.6 – Exemple d'identification de motoréducteur - Genou droit d'HRP-2. En rouge et bleu, les données retenues de vitesses positives et négatives respectivement. En gris, les données de vitesses non nulles (a), ou non constantes (b)

$$\begin{aligned} i_{mot} - \hat{K}_t \tau &= K_v \dot{q} + K_f & \text{si } \dot{q} > \varepsilon > 0 \\ i_{mot} - \hat{K}_t \tau &= K_v \dot{q} - K_f & \text{si } \dot{q} < -\varepsilon < 0 \end{aligned}$$

où \hat{K}_t est la valeur précédemment identifiée de K_t . La figure 3.6 (b) montre le résultat de l'identification de K_v et K_f pour le genou droit d'HRP-2, avec des trajectoires triangulaires de quatre vitesses différentes.

Accélération constante: K_a

L'identification de K_a est délicate puisqu'obtenir une mesure d'accélération à partir des positions articulaires nécessite d'appliquer deux différences finies successives. En pratique on n'identifie pas cette grandeur, et on choisit d'utiliser les inerties rotoriques fournies par le modèle inertiel du robot et de les compenser directement dans le contrôleur par dynamique inverse à l'aide de l'accélération désirée.

Paramètres identifiés

Le tableau 3.1 rapporte les paramètres identifiés des motoréducteurs des six articulations de la jambe droite du robot HRP-2. On peut constater que les frottements de coulomb sont importants pour ce type d'actionnement. Par exemple, pour le genou droit d'HRP-2:

$$\frac{K_f}{K_t} = 8.78 Nm$$

| Articulation | K_t [$A.(Nm)^{-1}$] | K_v [$A.rad.s^{-1}$] | K_f [A] |
|------------------|-------------------------|--------------------------|---------------|
| Hanche (yaw) | 0.0541795 | 0.619535 | 0.276459 |
| Hanche (roll) | 0.0595105 | 0.6286755 | 0.3811325 |
| Hanche (pitch) | 0.0842135 | 0.3809115 | 0.6991075 |
| Genou | 0.0724015 | 0.381202 | 0.635621 |
| Cheville (pitch) | 0.085787 | 0.222013 | 0.413481 |
| Cheville (roll) | 0.1562005 | 0.503134 | 0.439304 |

TABLE 3.1 – Paramètres identifiés des motoréducteurs de la jambe droite d'HRP-2

3.5 Commande en couple d'HRP-2

Grâce au modèle et à l'identification des motoréducteurs d'HRP-2, on dispose de la relation entre le couple désiré et le courant à appliquer comme terme de *feed-forward*. Cette approche permet de réduire les gains de *feedback* comme discuté précédemment.

3.5.1 Compensation des frottements de coulomb

Pour compenser les frottements de coulomb, il faut connaître le signe de la vitesse (équation 3.4). Cette quantité n'est pas définie pour des vitesses nulles, et elle est très sensible à des erreurs d'estimation de la vitesse autour de 0. Pour rendre la compensation plus robuste et éviter de compenser un frottement dans le sens contraire, on approxime la fonction $sign(\dot{q})$ par une sigmoïde. Aussi, pour éviter de les surcompenser, on ne compense qu'une portion α_{comp} des frottements identifiés.

Le modèle retenu pour la commande est donc de la forme suivante

$$i_{mot}(\tau, q, \dot{q}) = K_t \tau + K_v \dot{q} + \alpha_{comp} K_f \text{sigmoïde}(\dot{q}) \quad (3.5)$$

3.5.2 Amélioration de la boucle en courant

Comme l'illustre la figure 3.3, les contrôleurs moteurs d'HRP-2 sont réalisés grâce à un asservissement du courant par une boucle analogique incluant une zone morte. Lorsque l'erreur de courant est en dessous d'un seuil, le moteur n'est plus commandé.⁵ Le contrôle en position à grand gain permet de masquer cette zone morte. En revanche, pour implémenter une commande en couple basé sur un modèle de la motoréduction, il est nécessaire de compenser cette zone morte. L'ajout d'une mesure de courant par l'ordinateur central nous permet d'implémenter une seconde rétroaction et de compenser cette zone morte.

Un deuxième défaut de la boucle en courant analogique des contrôleurs d'HRP-2 doit être pris en compte. Le contrôleur est une simple action proportionnelle traduisant une erreur en courant en une modulation en largeurs d'impulsion, elle-même image de la tension moyenne appliquée au moteur à courant continu. Un tel contrôleur fait apparaître deux inconvénients. Premièrement, il existe une erreur statique entre le courant demandé du fait du manque d'action intégrale. Deuxièmement, le contrôleur est sensible aux effets de la force contre-électromotrice induite par la rotation du rotor. En effet, prenons comme modèle du moteur le modèle linéaire standard de la machine à courant continu:

$$U = Ri + L \frac{di}{dt} + E \quad (3.6)$$

où U est la tension aux bornes du moteur, R est la résistance de l'induit, L l'inductance de l'induit et E , la force contre électromotrice proportionnelle à la vitesse de rotation.

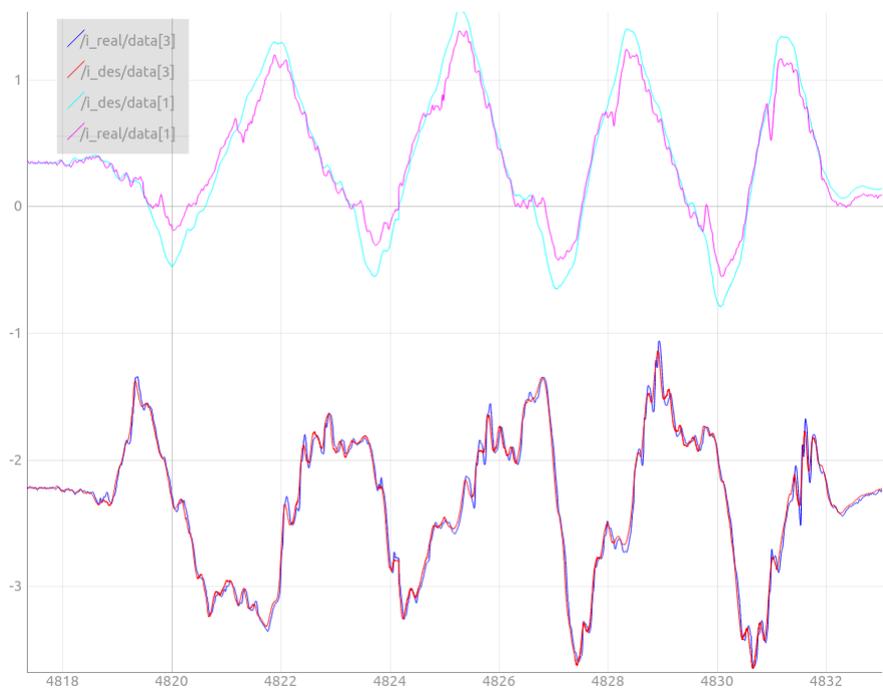
On s'intéresse à la dynamique en basse fréquence. On peut alors négliger la dynamique électrique due à l'inductance L .

En boucle fermée, si on note K_p le gain du correcteur proportionnel sur l'erreur en courant, on obtient la relation suivante:

5. On peut imaginer que ce choix est motivé par des considérations énergétiques, pour garantir une consommation électrique nulle lorsque les articulations ne doivent fournir aucun couple.



(a) Avant



(b) Après

FIGURE 3.7 – Amélioration du suivi en courant grâce à une seconde rétroaction, avec gain intégral, compensation de la zone morte et des termes dus aux forces contre-électromotrices. Axes du genou et de la hanche d'HRP-2

$$K_p(i^d - i) = U = Ri + E \quad (3.7)$$

le courant moteur s'écrit alors:

$$i = \frac{K_p i^d - E}{R + K_p} \quad (3.8)$$

Comme $E \propto \dot{q}$, on note:

$$i = \frac{K_p i^d}{R + K_p} + K_{bemf} \dot{q} \quad (3.9)$$

K_{bemf} correspond donc à l'effet de la force contre-électromotrice sur le suivi en courant. Comme on dispose d'une estimation de la vitesse, ce terme coefficient est identifié et compensé pour améliorer le suivi en courant.

La figure 3.7 montre l'amélioration après la compensation de la zone morte, des effets dus aux forces contre-électromotrices et à une rétroaction intégrale.

3.5.3 Résultats

Grâce à cette nouvelle commande articulaire, à l'utilisation d'un contrôleur par dynamique inverse dans l'espace des tâches tel que décrit en section 1.4.1 et à l'estimation de la position et vitesse de la base formulée dans en section 2.5, des expériences on pu être conduite avec le robot HRP-2 sur un sol plat et en double support. Les paramètres des contrôleurs sont rassemblés dans le tableau 3.2.

Implémentation. La formulation du problème d'optimisation est effectuée à l'aide de la librairie de calcul corps rigide *Pinocchio* [Carpentier 2018].

Le problème d'optimisation quadratique correspondant au contrôleur de dynamique inverse est résolu grâce à la librairie *eiquadprog* [quadprog 2015].

Une implémentation en *C++* de l'ensemble des contrôleurs et de l'estimateur ainsi qu'une réécriture des pilotes des cartes d'interfaçage permettent une exécution en temps réel sur l'ordinateur embarqué d'HRP-2 avec un cycle de contrôle de $1.5ms$.

Les tâches du contrôleur corps complet sont:

- Une tâche de position des pieds
- Une tâche de régulation du centre de masse de gains K_p^{com}, K_d^{com}
- Une tâche régularisation des forces de contacts
- Une tâche de posture de gains K_p^{post}, K_d^{post}

3.5.3.1 Tests d'interaction

Lors de ces expériences, des forces sont appliquées sur les bras, les hanches ou la base du robot. Une vidéo (Figure 3.8; disponible ici: <https://youtu.be/Hi-0eRExcE8>) montre un test d'interaction avec le robot. La référence du centre de masse est gardée constante. Contrairement à un comportement rigide obtenue

| Symbole | Signification | Valeur |
|-----------------|---|-----------|
| K_p^{com} | Gain proportionnel sur le centre de masse | 30 |
| K_d^{com} | Gain dérivatif sur le centre de masse | 4 |
| K_p^{post} | Gain proportionnel sur la posture | 5 |
| K_d^{post} | Gain dérivatif sur la posture | 0 |
| w_{com} | Poids de la tâche de centre de masse | 1 |
| w_{post} | Poids de la tâche de posture | 10^{-2} |
| w_f | Poids de la régularisation des forces | 10^{-4} |
| w_{lf}/w_{lf} | Poids des tâches de placement des pieds | 10^2 |
| K_p^τ | Gain en couple | 0 ou 0.5 |
| α_{comp} | Compensation des frottements | 0.6 |

TABLE 3.2 – Paramètres du contrôleur

avec une commande en position, le robot adapte sa posture aux forces extérieures de perturbation.

3.5.3.2 Tests de suivi de centre de masse

Dans cette expérience, la référence du centre de masse suit une sinusoïde de 10cm d'amplitude selon l'axe y et de demi-période de 1.5 seconde. L'erreur maximale de suivi du centre de masse est d'environ 2cm, et son retard est estimé à 250ms. La figure 3.10 montre le comportement du système avec le gain du retour en couple $K_p^\tau = 0$, c'est à dire en utilisant uniquement le terme de *feedforward* comme le fait apparaître l'équation 3.2.

Dans cette figure, la mesure ZMP et référence ZMP^* correspondent respectivement au centre de pression mesuré et au centre de pression demandé par le contrôleur de dynamique inverse. Cette information synthétise, dans un espace à deux dimensions, le suivi des forces de contact, lui-même directement lié au suivi des couples articulaires.

Le centre de pression mesurée comporte des oscillations, alors même que la commande ne comporte pas de rétroaction. Ces oscillations doivent être attribuées au système et l'on identifie les contacts flexibles comme leur source la plus probable. En effet, du fait de la relation élastique qu'il existe entre la position du pied et la force de contact, il faut attendre que l'accélération articulaire affecte les positions des contacts pour que la force s'établisse. Dit autrement, en cas de contact non rigide, il existe une dynamique entre les efforts articulaires et les efforts aux contacts. Ce résultat est attendu, mais montre simplement que la flexibilité aux contacts d'HRP-2 ne devrait pas être négligée.

En introduisant le retour en force avec $K_p^\tau = 0.5$, le suivi du centre de masse est très légèrement amélioré, mais les oscillations du centre de pression sont amplifiées.



FIGURE 3.8 – Tests d'interaction avec HRP-2 contrôlé en couple

3.5.4 Limitations

Ces premiers résultats restent encourageants considérant que le robot HRP-2 soit conçu pour une commande en position. Le système est peu stable lorsque le gain de retour en force K_τ est augmenté comme le montre les figures 3.10 et 3.11.

On observe un retard dans le suivi du centre de pression. Ce retard pourrait être imputable à plusieurs composants tels que le filtrage des mesures de force de contact ou à la bande passante de régulation en courant. Une partie de ce retard est en réalité inhérente à la flexibilité au niveau de la cheville. La force articulaire accélère la masse du robot qui une fois déplacée se traduit en force par la relation d'élasticité au contact. Une première limitation est donc que ces contrôleurs ne sont pas adaptés au contrôle de robot en contact flexible avec leur environnement.

Une deuxième limitation de la méthode est qu'elle nécessite un actionnement transparent et réversible pour que la variable de commande du moteur puisse être liée aux efforts articulaires. Cette propriété reste limitée dans le cas du robot HRP-2. Les forts rapports de réductions des réducteurs à onde de déformation s'accompagnent de frottements qui nuisent aux performances du contrôleur développé.

Finalement, il se peut que les paramètres des modèles d'actionneurs varient dans le temps et selon d'autres facteurs tels que la température. Cependant, lors de nos expériences, on n'observe pas d'évolution significative des modèles de la motoréduction lors de deux campagnes d'identification à six mois d'intervalle. Le

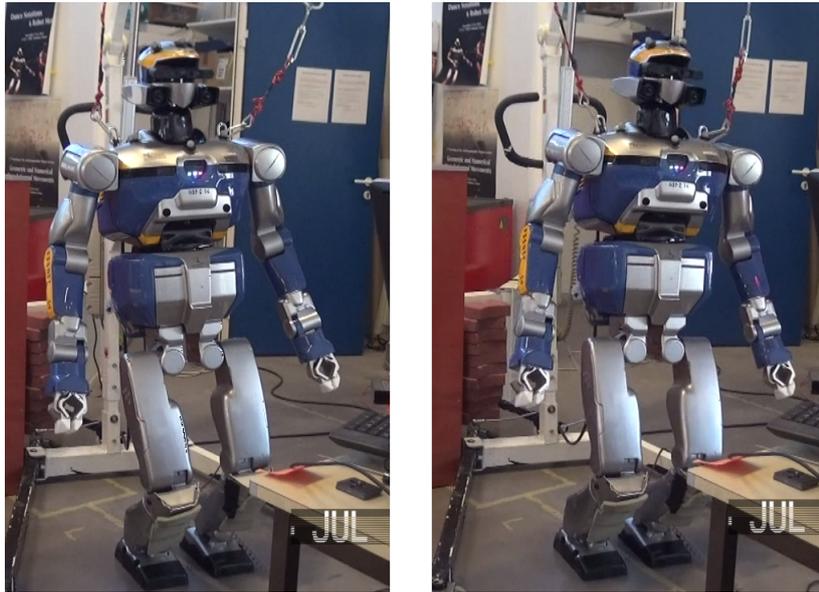


FIGURE 3.9 – Tests de suivi de centre de masse avec HRP-2 contrôlé en couple. Trajectoire sinusoïdale selon l'axe y . Amplitude: 10cm ; demi-période: 1.5s. Vidéo: <https://youtu.be/IS3cQrzg3oo>

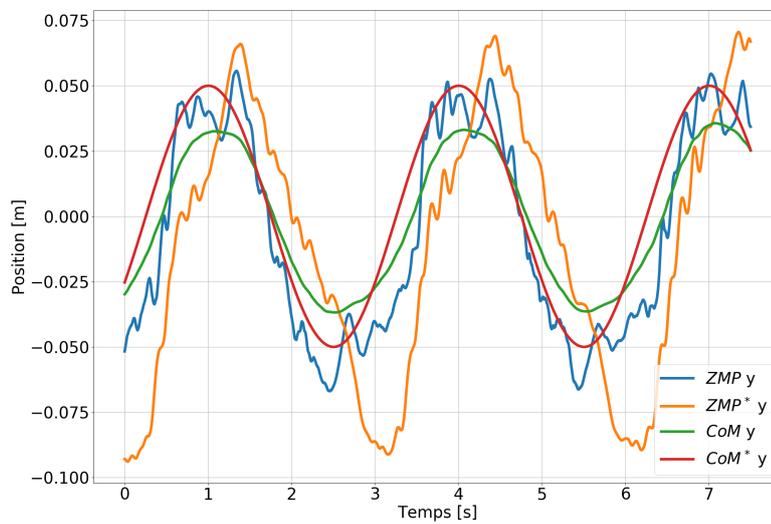


FIGURE 3.10 – Expérience de suivi de trajectoire sinusoïdale du centre de masse, avec $K_p^\tau = 0$

remplacement d'un moteur ou d'un réducteur nécessite par contre une nouvelle identification.

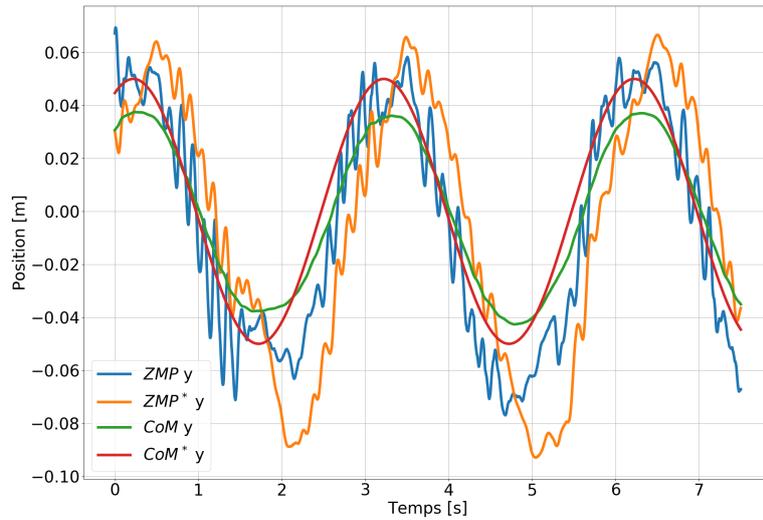


FIGURE 3.11 – Expérience de suivi de trajectoire sinusoïdale du centre de masse, avec $K_p^T = 0.5$

3.6 Conclusion

La commande du couple articulaire offre plusieurs avantages sur la commande en position. C'est une grandeur directement liée aux forces de contact, elles-mêmes définissant la stabilité des contacts et contrôlant la dynamique centroïdale. À la différence d'une commande en position, la commande en couple est capable d'absorber des erreurs d'estimation de la position des contacts par rapport à l'environnement, ou des erreurs dans la cinématique.

Une identification des motoréducteurs permet d'ajouter un terme de *feed-forward* permettant d'obtenir un compromis entre commande souple ou précise supérieur à une commande seulement basée sur un retour en force.

On remarque un retard de suivi du centre de pression, et des forces de contact. On attribue en partie ce retard à la dynamique des contacts flexibles. Ce constat motive la formulation d'un nouveau contrôleur corps complet ne faisant pas l'hypothèse de contact rigide. Un tel contrôleur est présenté au chapitre suivant.

Contrôle d'un robot sur contacts flexibles

Sommaire

| | | |
|------------|--|-----------|
| 4.1 | Introduction | 65 |
| 4.1.1 | Présentation du problème | 65 |
| 4.1.2 | État de l'art | 65 |
| 4.1.3 | Contributions | 66 |
| 4.1.4 | Structure du chapitre | 66 |
| 4.2 | Dynamique centroïdale et Contacts Flexibles | 67 |
| 4.2.1 | Modèle des Contacts Élastiques | 67 |
| 4.2.2 | Importance de la Raideur ou de l'Amortissement | 67 |
| 4.2.3 | Dynamique Centroïdale | 68 |
| 4.3 | Formulation d'un nouveau contrôleur (TSID-Flex-K) | 69 |
| 4.3.1 | Linéarisation du retour d'état | 69 |
| 4.3.2 | Régulateur par retour d'état linéaire | 70 |
| 4.3.3 | Contraintes sur les cônes de frottement | 71 |
| 4.3.4 | Résumé | 71 |
| 4.4 | Contrôle sur des contacts rigides (TSID-Rigid) | 72 |
| 4.4.1 | Présentation du contrôleur | 72 |
| 4.4.2 | Dynamique en boucle fermée | 72 |
| 4.4.3 | Dynamique en boucle fermée avec retour de force | 73 |
| 4.5 | Contrôle sur des contacts flexibles via l'amortissement (TSID-Flex-B) | 74 |
| 4.5.1 | Présentation du contrôleur | 75 |
| 4.5.2 | Dynamique en boucle fermée | 75 |
| 4.6 | Contrôle en Admittance (TSID-Adm) | 76 |
| 4.6.1 | Présentation du contrôleur | 76 |
| 4.6.2 | Dynamique en boucle fermée | 77 |
| 4.6.3 | Contrôle en admittance classique | 78 |
| 4.7 | Estimation | 79 |
| 4.8 | Résultats | 80 |
| 4.8.1 | Environnement de simulation | 80 |
| 4.8.2 | Présentation des expériences | 82 |
| 4.8.3 | TSID-Rigid | 85 |
| 4.8.4 | TSID-Adm | 86 |
| 4.8.5 | TSID-Flex-B | 87 |

| | | |
|------------|---|-----------|
| 4.8.6 | TSID-Flex-K | 89 |
| 4.9 | Discussions et Conclusions | 91 |

4.1 Introduction

Les précédents chapitres ont présenté des méthodes d'estimation et d'asservissement. Reste maintenant à définir le cœur du contrôle d'équilibre: la méthode qui, étant donné un état estimé, décide des valeurs des références sur lesquelles s'asservir. Comme les expériences du précédent chapitre ont permis de l'introduire, notre robot est équipé de flexibilités dans les pieds. Cette propriété est au cœur de la méthode de génération de consigne que nous présentons maintenant.

4.1.1 Présentation du problème

Le problème de l'équilibre est fondamental pour tout système robotique à jambes et il a reçu beaucoup d'attention dans la littérature [Wieber 2015]. Cependant, la plupart des chercheurs se sont concentrés sur l'équilibre d'un robot *rigide* en contact avec un environnement *rigide* [Boaventura 2012, Engelsberger 2015, Herzog 2016, Lim 2001, Nava 2016, Takenaka 2009]. Dans ce scénario, en théorie, on peut changer instantanément les forces de contact échangées entre le robot et l'environnement. Ce n'est plus le cas si l'environnement est élastique, ou, de manière équivalente, si un *élément élastique* est situé entre les actionneurs du robot et les points de contact. C'est le cas de nombreux robots à jambes, qui sont équipés d'éléments flexibles au niveau des pieds [Kajita 2010, Li 2017, Takenaka 2009]. Ces éléments élastiques sont extrêmement utiles : ils absorbent les chocs lors de la marche ou de la course, protègent la structure mécanique et tendent à améliorer la qualité des mesures de force. De plus, l'hypothèse d'un contact rigide est toujours une approximation puisque dans la réalité, tous les contacts sont élastiques, dans une certaine mesure. En présence d'une *élasticité*, nous ne pouvons plus changer instantanément les forces de contact, mais seulement leur dérivée, première ou seconde, en fonction de l'amortissement du contact, comme nous le détaillons dans la Section 4.2. Malgré la prédominance de ces éléments flexibles, le contrôle de l'équilibre sur des contacts élastiques reste un problème ouvert.

4.1.2 État de l'art

L'approche classique consiste à négliger l'élasticité dans le contrôleur d'équilibre, ce qui peut entraîner des oscillations déstabilisantes [Wieber 2015]. Comme le montre notre analyse, ce problème affecte aussi bien les robots contrôlés en position que les robots contrôlés en couple. Le retour de force peut alors être utilisé pour amortir ces oscillations. L'approche la plus courante consiste à utiliser le retour de force pour modifier les références de position données à un contrôleur de position articulaire à gain élevé, ce qui conduit à des schémas de contrôle en admittance [Li 2017, Takenaka 2009, Lim 2001]. Si cette approche a fait ses preuves dans la pratique, elle manque de fondements théoriques, ce qui la rend extrêmement difficile à régler.

Le principal problème des systèmes de contrôle en admittance est le retard qui en découle dans le suivi de la force. Pour y faire face, deux approches ont

été proposées. La première [Englsberger 2015] est de prouver que le contrôleur est robuste à ces retards. La deuxième méthode [Kajita 2010] est de modéliser le retard comme un filtre passe-bas du premier ordre, et de le prendre en compte dans le modèle dynamique utilisé dans le contrôleur d'équilibre. Notre analyse révèle qu'en fait, le délai de suivi des forces n'est pas un problème, tant que les gains de contrôle en admittance sont correctement réglés.

Au lieu de s'appuyer sur des schémas de contrôle en admittance, une autre approche [Azad 2015] est d'essayer de changer les forces de contact au pas de temps suivant - puisque nous ne pouvons pas les changer instantanément. Cette approche utilise un modèle des contacts élastiques pour la conception du contrôleur. Cependant, elle repose principalement sur l'amortissement du contact, ce qui peut conduire à une instabilité si l'amortissement est faible (comme le montrent nos tests dans la section 4.8).

4.1.3 Contributions

Notre principale contribution est une nouvelle méthode de contrôle d'un robot à jambes sur des contacts élastiques. Notre approche s'appuie sur un modèle explicite des contacts élastiques. Cela nous permet d'unifier le retour de position et de force, ce qui conduit à une procédure simple de réglage du gain, pour laquelle nous nous appuyons sur des techniques de conception de correcteurs linéaires standard (par exemple par placement de pôles). De plus, contrairement à [Azad 2015], notre approche est également adaptée aux contacts fortement sous-amortis. Nous effectuons une linéarisation par feedback entrée-sortie, qui transforme la dynamique centroïdale en un intégrateur du 4ème ordre.

Une deuxième contribution est l'analyse de la dynamique en boucle fermée du centre de masse (CoM) du robot résultant d'un schéma de contrôle en admittance. Cette analyse révèle les similitudes entre le contrôle en admittance et notre approche. De plus, elle clarifie le couplage entre les gains de retour de force et les gains proportionnel et dérivé du CoM, fournissant ainsi un moyen pratique pour les régler.

4.1.4 Structure du chapitre

La section 4.2 présente le modèle de contact élastique et rappelle la dynamique centroïdale du robot. La section 4.3 présente une nouvelle approche pour contrôler un robot à jambes sur des contacts élastiques (TSID-Flex-K). Les trois sections suivantes résument trois méthodes de l'état de l'art pour équilibrer un robot à jambes. La première, qui fait l'objet de la section 4.4, est celle utilisée classiquement dans le cas de contacts rigides (TSID-Rigid [Herzog 2016]). La seconde, traitée dans la section 4.5, a été proposée à l'origine dans [Azad 2015] pour l'équilibrage sur contacts élastiques (TSID-Flex-B). Enfin, la troisième, présentée dans la section 4.6, est basée sur l'approche classique du contrôle en admittance (TSID-Adm [Kajita 2010]).

Pour chaque méthode, nous analysons la dynamique en boucle fermée résultante

de l'erreur de suivi du CoM, ce qui nous permet d'avoir un aperçu de leurs problèmes potentiels et des méthodes de réglage de leurs gains. La section 4.7 présente un estimateur à utiliser avec notre méthode, pour calculer toutes les grandeurs nécessaires à partir des mesures des capteurs bruités. La section 4.8 présente plusieurs résultats de simulation pour comparer les quatre méthodes. Finalement, la section 4.9 résume les résultats et conclut le chapitre en discutant des travaux futurs.

4.2 Dynamique centroïdale et Contacts Flexibles

4.2.1 Modèle des Contacts Élastiques

Considérons un robot en contact avec l'environnement par l'intermédiaire de k points de contact. Nous supposons que les surfaces de contact sont élastiques ou, de manière équivalente, que le robot est équipé d'éléments flexibles entre chaque point de contact et le dernier actionneur de la chaîne cinématique correspondante. Dans ce dernier cas, on peut modéliser la partie du robot après l'élément élastique comme partie de l'environnement, et le point de contact comme dernier point du robot avant l'élément flexible. Nous supposons également que chaque force de contact $f_i \in \mathbb{R}^3$ est proportionnelle à la position du point de contact associé $p_i \in \mathbb{R}^3$, et à la vitesse $\dot{p}_i \in \mathbb{R}^3$:

$$f_i = K_i(p_i^0 - p_i) - B_i\dot{p}_i, \quad \forall i \in [1, k] \quad (4.1)$$

où $K_i, B_i \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ sont, respectivement, les matrices diagonales et définies positives de raideur et d'amortissement. $p_i^0 \in \mathbb{R}^3$ est la position du contact qui correspond à une force nulle. En concaténant toutes les forces de contact, nous pouvons réécrire (4.1) comme :

$$f = K(p_0 - p) - B\dot{p} \quad (4.2)$$

Les forces de contact étant fonction de la configuration du robot, nous ne pouvons pas les modifier instantanément comme dans le cas d'un contact rigide. Cependant, si $B \neq 0$, nous pouvons affecter leurs dérivées temporelles par les accélérations des points de contact \ddot{p} :

$$\dot{f} = -K\dot{p} - B\ddot{p} \quad (4.3)$$

Si au contraire $B \approx 0$, nous ne pouvons affecter que la deuxième dérivée de f :

$$\ddot{f} = -K\ddot{p} \quad (4.4)$$

4.2.2 Importance de la Raideur ou de l'Amortissement

Notre principal intérêt réside dans le cas sous-amorti, qui est le plus courant en pratique, à savoir des contacts élastiques ayant $B \ll 2\sqrt{K}$. Dans ce cas, le recours à (4.3) pour contrôler \dot{f} peut ne pas être une solution pratique parce que de très grandes valeurs de \ddot{p} (donc des commandes moteur) peuvent être requises. Par exemple, supposons que la trajectoire du CoM désirée $c^*(t)$ soit une sinusoïde

de fréquence $\frac{\omega_c}{2\pi}$ et d'amplitude ψ .

$$c^*(t) = \psi \sin(\omega_c t) \quad (4.5)$$

Puisque l'accélération du CoM \ddot{c} est une fonction affine des forces de contact f , leurs dérivées temporelles sont également linéaires.

$$\begin{aligned} \dot{f}^*(t) &\propto \dot{\ddot{c}}^*(t) = -\psi\omega_c^3 \cos(\omega_c t) \\ \ddot{f}^*(t) &\propto \ddot{\ddot{c}}^*(t) = \psi\omega_c^4 \sin(\omega_c t) \end{aligned} \quad (4.6)$$

Ainsi, en s'appuyant sur l'équation (4.3) pour contrôler \dot{f} nous obtiendrions :

$$\dot{p}^*(t) \propto B^{-1} \dot{f}^*(t) \propto B^{-1} \psi \omega_c^3 \quad (4.7)$$

Si on s'en remettait au contraire à (4.4), c'est-à-dire en négligeant l'amortissement des contacts, nous obtenons :

$$\ddot{p}^*(t) \propto K^{-1} \ddot{f}^*(t) \propto K^{-1} \psi \omega_c^4 \quad (4.8)$$

Cette dernière approche donne des valeurs plus petites de \ddot{p}^* si la condition suivante est satisfaite :

$$\begin{aligned} K^{-1} \psi \omega_c^4 &< B^{-1} \psi \omega_c^3 \\ \zeta &< \frac{\sqrt{K}}{2\omega_c}, \end{aligned} \quad (4.9)$$

où le taux d'amortissement ζ est défini comme le rapport entre B et l'amortissement critique ($B \triangleq \zeta 2\sqrt{K}$). Puisque dans la plupart des cas, $K > 10^4$, tandis que $\zeta < 1$ et $\omega_c < 30$, cette condition est généralement satisfaite. Pour cette raison, nous préférons nous fier à (4.4) plutôt qu'à (4.3) pour la conception de notre contrôleur.

4.2.3 Dynamique Centroïdale

Pour assurer l'équilibre d'un robot à jambes, nous devons contrôler son centre de masse c et son moment angulaire l . La dynamique de ces deux grandeurs est décrite par les équations de Newton-Euler présentées au chapitre 1, où toutes les grandeurs sont exprimées dans un référentiel inertiel arbitraire ayant z aligné avec la gravité :

$$m \ddot{c} = \sum_{i=1}^k f_i + mg \quad (4.10a)$$

$$\dot{l} = \sum_{i=1}^k (p_i - c) \times f_i \quad (4.10b)$$

où $m \in \mathbb{R}$ est la masse du robot, et $g = (0, 0, 0, -9.81)$ est l'accélération de la gravité. Nous pouvons écrire (4.10) sous forme matricielle :

$$\underbrace{\begin{bmatrix} m\ddot{c} \\ \dot{l} \end{bmatrix}}_{\ddot{x}} = \underbrace{\begin{bmatrix} I_3 & \dots & I_3 \\ [(p_1 - c)\times] & \dots & [(p_k - c)\times] \end{bmatrix}}_{A_{pc}} \underbrace{\begin{bmatrix} f_1 \\ \vdots \\ f_k \end{bmatrix}}_f + \underbrace{\begin{bmatrix} mg \\ 0_3 \end{bmatrix}}_{b_g}, \quad (4.11)$$

où $[y\times] \in \mathbb{R}^{3\times 3}$ est la matrice de pré-produit vectoriel associée à y .

4.3 Formulation d'un nouveau contrôleur (TSID-Flex-K)

Cette section présente la formulation d'un contrôleur original pour assurer l'équilibre d'un robot à jambes sur des contacts élastiques. Dans le cas de contacts rigides, l'approche classique est de calculer la valeur souhaitée de \ddot{x} en utilisant une loi de contrôle proportionnelle dérivée, puis de faire correspondre \ddot{x} aux forces de contact réalisables en utilisant (4.11). Dans le cas des contacts élastiques, nous ne pouvons pas contrôler directement f , mais seulement sa première ou deuxième dérivée. Comme nous l'avons déjà mentionné, puisque nous sommes principalement intéressés par les contacts sous-amortis, nous supposons que nous ne pouvons contrôler que \dot{f} . Ainsi, nous devons dériver (4.11) deux fois et utiliser (4.4) pour exprimer \ddot{x} en fonction de \ddot{p} :

$$\begin{aligned} \ddot{x} &= A_{pc}\ddot{f} + 2\dot{A}_{pc}\dot{f} + \ddot{A}_{pc}f = \\ &= \underbrace{(A_f - A_{pc}K)}_A \ddot{p} + \underbrace{2\dot{A}_{pc}\dot{f} - \ddot{A}_{pc}f}_a, \end{aligned} \quad (4.12)$$

où:

$$\ddot{A}_c \triangleq \begin{bmatrix} 0_3 & \dots & 0_3 \\ [\ddot{c}\times] & \dots & [\ddot{c}\times] \end{bmatrix} \quad A_f \triangleq \begin{bmatrix} 0_3 & \dots & 0_3 \\ [f_1\times] & \dots & [f_k\times] \end{bmatrix} \quad (4.13)$$

L'équation (4.12) servira de base pour la conception de notre contrôleur.

4.3.1 Linéarisation du retour d'état

Afin de trouver les couples moteurs qui résultent en un \ddot{x} donné, nous devons utiliser la relation entre les accélérations des points de contact et des articulations:

$$\ddot{p} = J\dot{v} + \dot{J}v, \quad (4.14)$$

où $J \in \mathbb{R}^{3k \times (n+6)}$ est la jacobienne des points de contact, n est le nombre d'articulations actionnées de notre robot, et $v \in \mathbb{R}^{n+6}$ est le vecteur de vitesse du robot. La jacobienne du point de contact peut être divisée en partie actionnée et non actionnée notées $J = [J_u \quad J_a]$, où $J_u \in \mathbb{R}^{3k \times 6}$, et $J_a \in \mathbb{R}^{3k \times n}$. Enfin, nous pouvons calculer les accélérations du robot \dot{v} qui suivent au mieux la valeur \ddot{x}^d désirée en

résolvant le problème des moindres carrés suivant:

$$\begin{aligned} \underset{\dot{v}}{\text{minimiser}} \quad & \|AJ\dot{v} + AJv + a - \ddot{x}^d\|^2 + w_{post}\|\dot{v}^{post} - \dot{v}\|^2 \\ \text{tel que} \quad & M_u\dot{v} + h_u = J_u^\top \hat{f} \\ & |M_a\dot{v} + h_a - J_a^\top \hat{f}| \leq \tau^{max} \end{aligned} \quad (4.15)$$

où $w_{post} \in \mathbb{R}$ est le poids de la tâche de posture et \hat{f} sont les forces de contact mesurées ou estimées. La première contrainte représente la partie sous-actionnée de la dynamique du robot, et la seconde contrainte, les limites de couples articulaires. Les accélérations de référence de la tâche de posture \dot{v}^{post} sont calculées comme suit:

$$\dot{v}^{post} = K_p^{post} e_q(q^{ref}, q) - K_d^{post} v, \quad (4.16)$$

où $K_p^{post}, K_d^{post} \in \mathbb{R}^{(n+6) \times (n+6)}$ sont des matrices de gains diagonales et définies positives, $q^{ref} \in SE(3) \times \mathbb{R}^n$ est une posture de référence donnée, et $e_q(q_1, q_2)$ est une fonction d'erreur reliant deux configurations $q_1, q_2 \in SE(3) \times \mathbb{R}^n$ à leur déplacement (c'est-à-dire la vitesse de configuration $v \in se(3) \times \mathbb{R}^n$ qui devrait être constamment intégrée pour transformer q_1 en q_2). Une fois que les accélérations optimales des articulations \dot{v}^d sont calculées, nous pouvons calculer les couples articulaires désirés:

$$\tau^d = M_a \dot{v}^d + h_a - J_a^\top \hat{f} \quad (4.17)$$

4.3.2 Régulateur par retour d'état linéaire

Le problème des moindres carrés (4.15) nous permet d'imposer directement \ddot{x} , en supposant que cette solution soit compatible avec les contraintes du problème (par exemple, les limites de couple). Ainsi, le système à contrôler est un intégrateur pur du quatrième ordre. On définit x comme l'état centroïdal $x = (mc, l^\Sigma)$, où l^Σ devrait être l'intégrale du moment angulaire. Cependant, comme il ne s'agit pas d'une quantité mesurable, nous choisissons de l'approximer par l'orientation du lien de base du robot (qui regroupe la plus grande partie de sa masse), mis à l'échelle par l'inertie du robot 3D. Nous pouvons réguler x en choisissant \ddot{x}^d par le biais d'une loi de contrôle de rétroaction linéaire:

$$\begin{aligned} \ddot{x}^d = & K_p^{mom} e_x(x^*, x) + K_v^{mom} (\dot{x}^* - \dot{x}) + \\ & K_a^{mom} (\ddot{x}^* - \ddot{x}) + K_j^{mom} (\ddot{x}^* - \ddot{x}) + \ddot{x}^*, \end{aligned} \quad (4.18)$$

où $x^*(t)$ est une trajectoire centroïdale de référence, et $e_x(x_1, x_2)$ est une fonction d'erreur reliant deux états centroïdaux $x_1, x_2 \in SE(3)$ à leur déplacement (qui correspond à la vitesse $\dot{x} \in se(3)$ qui devrait être constamment intégré pour transformer x_1 en x_2). Les matrices de gains de rétroactions, diagonales et définies positives, $K_p^{mom}, K_v^{mom}, K_a^{mom}, K_j^{mom}, K_j^{mom} \in \mathbb{R}^{6 \times 6}$ doivent être choisies de sorte que le système en boucle fermée soit stable. Alors que ces gains peuvent facilement être réglés à la main pour un système du second ordre, c'est nettement plus difficile pour un système du quatrième ordre. La section 4.6 montrera que c'est en fait la

raison pour laquelle il est difficile de régler le contrôle en admittance. Cependant, cela peut être fait au moyen de techniques standard par un correcteur LQR ou par un placement de pôles.

4.3.3 Contraintes sur les cônes de frottement

Le problème des moindres carrés de la dynamique inverse comprend généralement une approximation linéaire des contraintes du cône de frottement, comme présenté dans le chapitre 1. Ceci n'est plus possible dans le cas des contacts élastiques, car les forces de contact ne sont pas une variable du problème. Cependant, nous pouvons toujours essayer de satisfaire les contraintes du cône de frottement en limitant les accélérations des forces de contact, qui sont fonctions affines des variables du problème:

$$\ddot{f} = -K(J\dot{v} + \dot{J}v) \quad (4.19)$$

Ce problème est similaire à celui d'essayer de ne pas atteindre les limites de position articulaire en limitant l'accélération [Del Prete 2018, Salini 2011]. Les contraintes du cône de frottement peuvent être approximées par un ensemble de contraintes linéaires de la forme:

$$b^\top f_i \leq 0 \quad (4.20)$$

En utilisant la même approche que dans [Del Prete 2018], étant donnée une borne sur la norme de l'accélération de la force \ddot{f}_{max} (i.e. $\|\ddot{f}_i\| \leq \ddot{f}_{max}$), nous pouvons lier la dérivée de f_i dans la direction b , de sorte qu'il soit possible de satisfaire (4.20) dans le futur:

$$b^\top \dot{f}_i \leq \sqrt{2\ddot{f}_{max}(b^\top f_i)} \quad (4.21)$$

Il ne nous reste plus qu'à faire en sorte que cette condition soit satisfaite au prochain pas de temps:

$$b^\top (\dot{f}_i + \Delta t \ddot{f}_i) \leq \sqrt{2\ddot{f}_{max}(b^\top (f_i + \Delta t \dot{f}_i))}, \quad (4.22)$$

où nous avons négligé le terme du second ordre $0.5\Delta t^2 \ddot{f}_i$ pour des raisons de simplicité. En rassemblant toutes les contraintes du cône de frottement sous la forme $Bf \leq 0$, nous obtenons:

$$\Delta t B \ddot{f} \leq \sqrt{2\ddot{f}_{max} B (f + \Delta t \dot{f})} - B \dot{f}, \quad (4.23)$$

où par \sqrt{a} on entend le vecteur dont les éléments sont la racine carrée des éléments de a . Ceci peut finalement être exprimé comme une contrainte linéaire sur les accélérations articulaires \dot{v} , et ajouté à (4.15) sous la forme:

$$-\Delta t B K (J\dot{v} + \dot{J}v) \leq \sqrt{2\ddot{f}_{max} B (f + \Delta t \dot{f})} - B \dot{f} \quad (4.24)$$

4.3.4 Résumé

Le contrôleur d'équilibre du robot en cas de contacts flexibles est finalement obtenu en ajoutant (4.24) comme une contrainte supplémentaire à (4.15), avec \ddot{x}^d

défini par (4.18). Avant d'étudier de façon empirique ce contrôleur, nous passons rapidement en revue d'autres contrôleurs de l'état de l'art afin de les comparer.

4.4 Contrôle sur des contacts rigides (TSID-Rigid)

Cette section synthétise l'approche classique pour équilibrer un robot à jambes en contact rigide avec son environnement [Herzog 2016].

4.4.1 Présentation du contrôleur

L'évolution de l'état centroïdal désiré est généralement calculée à l'aide d'une simple loi de contrôle proportionnelle dérivée :

$$\ddot{x}^d = \begin{bmatrix} m \ddot{c}^d \\ \dot{j}^d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m \ddot{c}^* + K_d^{com} \dot{e}_c + K_p^{com} e_c \\ \dot{l}^* + K_d^{am} \dot{e}_l + K_p^{am} e_l \end{bmatrix}, \quad (4.25)$$

où e_c et e_l sont respectivement l'erreur de suivi de la partie linéaire et angulaire de l'état centroïdal. Souvent, la partie proportionnelle du retour de moment angulaire est négligée, mais nous l'utilisons ici pour assurer la stabilité [Nava 2016]. Les forces de contact et les accélérations du robot sont calculées en résolvant le problème des moindres carrés suivant :

$$\begin{aligned} \underset{\dot{v}, f}{\text{minimiser}} \quad & \|A_{pc}f - \ddot{x}^d + b_g\|^2 + w_f \|f - f^r\|^2 + \\ & + w_{post} \|\dot{v}^{post} - \dot{v}\|^2 \\ \text{tel que} \quad & M_u \dot{v} + h_u = J_u^\top f \\ & |M_a \dot{v} + h_a - J_a^\top f| \leq \tau^{max} \\ & J \dot{v} + \dot{J} v = 0 \\ & B f \leq 0, \end{aligned} \quad (4.26)$$

Avec $w_f \in \mathbb{R}$ la pondération et $f^r \in \mathbb{R}^{3k}$ la référence de la tâche de régularisation de la force. Une fois que les forces de contact optimales f^d et les accélérations du robot \dot{v}^d sont obtenues, les couples articulaires désirés sont calculés comme suit :

$$\tau^d = M_a \dot{v}^d + h_a - J_a^\top f^d \quad (4.27)$$

Il est à noter que, contrairement à notre formulation, cette approche n'exige (ni n'exploite) aucune mesure de force.

4.4.2 Dynamique en boucle fermée

Tout d'abord, nous analysons la dynamique en boucle fermée de l'erreur de suivi en force e_f . En supposant un suivi en couple parfait, nous pouvons calculer

les accélérations des points de contact \ddot{p} en fonction de l'erreur de suivi en force :

$$\begin{aligned} M\dot{v} + h - J^\top f &= M\dot{v}^d + h - J^\top f^d \\ \dot{v} &= \dot{v}^d - M^{-1}J^\top (f^d - f) \\ \ddot{p} &= \underbrace{J\dot{v}^d + \dot{J}v}_0 - \underbrace{JM^{-1}J^\top}_\Upsilon \underbrace{(f^d - f)}_{e_f} \end{aligned} \quad (4.28)$$

On peut aussi calculer \ddot{p} :

$$\ddot{p} = -\dot{\Upsilon}e_f - \Upsilon\dot{e}_f \quad (4.29)$$

Finalement, il est possible de calculer \ddot{e}_f :

$$\ddot{e}_f = \ddot{f}^d - \ddot{f} = \ddot{f}^d - (K\Upsilon + B\dot{\Upsilon})e_f - B\Upsilon\dot{e}_f \quad (4.30)$$

Puisque K et B sont des matrices diagonales et définies-positives, et Υ est définie positive, alors $K\Upsilon$ et $B\Upsilon$ sont aussi définitives positives. La même chose n'est pas vraie pour $B\dot{\Upsilon}$ parce qu'en général $\dot{\Upsilon}$ n'est pas définie positive. Cependant, étant donné que $B \ll K$ et que le terme $\dot{\Upsilon}$ est relativement faible, on peut s'attendre à ce que $K\Upsilon + B\dot{\Upsilon}$ soit positif. Ainsi, d'après la dynamique (4.30), l'erreur de suivi de force e_f tend vers zéro, et \ddot{f}^d agit comme une perturbation. Si la valeur de B est trop petite, ce qui est souvent le cas en pratique, cette convergence peut être sous-amortie, entraînant des oscillations indésirables [Wieber 2015], comme nous le verrons dans la section 4.8.

Malheureusement, l'équation (4.30) ne nous dit rien sur la dynamique en boucle fermée de l'erreur de suivi du CoM. L'analyse de la stabilité du CoM semble complexe parce que la convergence des éléments de e_f est couplée. Ceci est dû au fait que Υ n'est pas une matrice diagonale. Cela nous empêche d'obtenir la dynamique d'erreur CoM en projetant simplement (4.30) dans l'espace de centroïdal en utilisant A_{pc} . Cependant, intuitivement, on peut s'attendre à ce que si K est grand, alors les forces convergent suffisamment vite vers leurs valeurs désirées, et que le CoM devrait converger vers sa trajectoire désirée. C'est ce que nous avons observé dans nos résultats en simulation, mais nous ne pouvons pas garantir que cela se produirait pour des valeurs différentes de rigidité de contact K et d'amortissement B . En particulier, on peut s'attendre à des problèmes de stabilité pour des valeurs de K faibles.

4.4.3 Dynamique en boucle fermée avec retour de force

Pour en améliorer les performances, TSID-Rigid a été étendu pour permettre de faire usage du retour de force [Del Prete 2016b, Nori 2015]. L'idée clé était d'utiliser des mesures de capteurs d'efforts 6 axes pour estimer les couples articulaires, puis de fermer la boucle au niveau des articulations. Si les capteurs de force sont situés aux effecteurs terminaux, comme c'est le cas pour le robot HRP-2 [Del Prete 2016b],

les couples articulaires estimés $\hat{\tau}$ sont calculés comme suit :

$$\hat{\tau} = M\dot{v}^d + h - J^\top \hat{f} \quad (4.31)$$

Comme les accélérations du robot sont difficiles à estimer à partir des mesures des codeurs, les accélérations désirées \dot{v}^d sont souvent utilisées. On peut alors constater que l'erreur de suivi du couple e_τ correspond simplement à l'erreur de suivi des forces de contact projetées dans l'espace articulaire :

$$e_\tau = \tau^d - \hat{\tau} = -J^\top (f^d - \hat{f}) \quad (4.32)$$

L'approche présentée dans [Del Prete 2016b, Nori 2015] consistait à ajouter aux commandes moteur, une loi de contrôle proportionnelle dérivée :

$$u = \tau^d + K_p^\tau e_\tau - K_d^\tau \dot{\hat{\tau}}, \quad (4.33)$$

où K_p^τ, K_d^τ sont les gains proportionnels et dérivés du retour en couple. Cependant, afin de simplifier l'analyse qui suit, nous préférons considérer une approche légèrement différente, en formulant un retour d'état directement dans l'espace des forces de contact :

$$u = \tau^d - J^\top (K_p^f e_f - K_d^f \dot{\hat{f}}) \quad (4.34)$$

En prenant $\tau = u$ et $f = \hat{f}$, les accélérations des points de contact deviennent :

$$\ddot{p} = -\Upsilon(I + K_p^f)e_f + \Upsilon K_d^f \dot{f} \quad (4.35)$$

On peut alors calculer \ddot{p} :

$$\ddot{p} = -\dot{\Upsilon}(I + K_p^f)e_f - \Upsilon(I + K_p^f)\dot{e}_f + \dot{\Upsilon}K_d^f \dot{f} + \Upsilon K_d^f \ddot{f} \quad (4.36)$$

Finalement, la dynamique en boucle fermée de l'erreur de suivi en force e_f devient:

$$\begin{aligned} \ddot{e}_f = & -(K\Upsilon + B\dot{\Upsilon})(I + K_p^f)e_f \\ & - [B\Upsilon(I + K_p^f) + (K\Upsilon + B\dot{\Upsilon})K_d^f]\dot{e}_f \\ & + \ddot{f}^d + (K\Upsilon + B\dot{\Upsilon})K_d^f \dot{f}^d + B\Upsilon K_d^f \ddot{f} \end{aligned} \quad (4.37)$$

Cette équation montre qu'en ajustant K_p^f et K_d^f , nous pouvons façonner la dynamique de l'erreur de suivi en force.

4.5 Contrôle sur des contacts flexibles via l'amortissement (TSID-Flex-B)

Cette section décrit l'approche présentée dans [Azad 2015], qui est un contrôleur pour le contrôle de l'équilibre des contacts élastiques. Les principales différences entre cette approche et la nôtre sont les suivantes : i) Cette méthode repose sur

l'amortissement des contacts pour affecter directement \dot{f} au lieu de \ddot{f} , et ii) elle utilise un modèle de force de contact non linéaire. Pour simplifier la comparaison avec notre approche, nous adaptions la méthode de [Azad 2015] à un modèle de contact linéaire, c'est à dire dont la force est une fonction linéaire de la position et de la vitesse du contact.

4.5.1 Présentation du contrôleur

L'idée clé est de contrôler les forces externes au prochain pas de temps de en utilisant les accélérations articulaires actuelles. L'évolution de l'état centroïdal peut être écrite comme une fonction de l'état des points de contact :

$$\ddot{x} = A_{pc}(K(p_0 - p) - B\dot{p}) + b_g \quad (4.38)$$

Nous pouvons alors exprimer la valeur de \ddot{x} au prochain pas de temps (noté $\ddot{x}_{\Delta t}$) en fonction des accélérations du point de contact :

$$\begin{aligned} \ddot{x}_{\Delta t} &= A'_{pc}(K(p_0 - p_{\Delta t}) - B\dot{p}_{\Delta t}) + b_g = \\ &= A'_{pc}[K(p_0 - p - \Delta t\dot{p}) - B(\dot{p} + \Delta t\ddot{p})] + b_g, \end{aligned} \quad (4.39)$$

où $A'_{pc} \triangleq A_{pc} + \Delta t\dot{A}_{pc}$. La valeur de \ddot{p} qui donne $\ddot{x}_{\Delta t} = \ddot{x}^d$ est alors obtenue en résolvant cette équation :

$$\underbrace{\Delta t A'_{pc} B}_{A_B} \ddot{p} = \underbrace{A'_{pc}(f - \Delta t K \dot{p}) + b_g - \ddot{x}^d}_{a_B}, \quad (4.40)$$

où \ddot{x}^d est calculé comme dans le cas des contacts rigides (4.25). Enfin, nous pouvons trouver les accélérations du robot \dot{v} qui suivent au mieux \ddot{x}^d en résolvant le problème des moindres carrés suivant :

$$\begin{aligned} \underset{\dot{v}}{\text{minimiser}} \quad & \|A_B J \dot{v} + A_B \dot{J} v - a_B\|^2 + w_{post} \|\dot{v}^{post} - \dot{v}\|^2 \\ \text{tel que} \quad & M_u \dot{v} + h_u = J_u^\top \hat{f} \\ & |M_a \dot{v} + h_a - J_a^\top \hat{f}| \leq \tau^{max} \end{aligned} \quad (4.41)$$

4.5.2 Dynamique en boucle fermée

En supposant que w_{post} est suffisamment petit pour ne pas avoir d'effet significatif sur la tâche centroïdale, et que les contraintes de couple ne sont pas actives, la valeur de \ddot{p} résultant de (4.41) est :

$$\ddot{p} = \Delta t^{-1} B^{-1} [f - \Delta t K \dot{p} + A_{pc}^\dagger (b_g - \ddot{x}^d)] \quad (4.42)$$

En prenant cette valeur de \ddot{p} et en la substituant dans la dérivée temporelle de (4.38) nous obtenons :

$$\ddot{x} = \Delta t^{-1} A_{pc} A_{pc}^\dagger (\ddot{x}^d - b_g) + (\dot{A}_{pc} - \Delta t^{-1} A_{pc}) f \quad (4.43)$$

En supposant que les bras de levier entre les points de contact et le CoM ne changent pas de manière significative au cours d'un cycle de contrôle, nous pouvons écrire: $A_{pc} A_{pc}^\dagger \approx I$. Ainsi, (4.43) devient:

$$\begin{aligned} \ddot{x} &\approx \Delta t^{-1} (\ddot{x}^d - b_g) - \Delta t^{-1} (\ddot{x} - b_g) + \dot{A}_{pc} f = \\ &= \Delta t^{-1} (\ddot{x}^d - \ddot{x}) + \dot{A}_{pc} f \end{aligned} \quad (4.44)$$

Puisque la partie supérieure de \dot{A}_{pc} est nulle, la dynamique du centre de masse s'écrit:

$$m \ddot{c} \approx \Delta t^{-1} m (\ddot{c}^d - \ddot{c}) = \Delta t^{-1} (\ddot{e}_c + K_d^{com} \dot{e}_c + K_p^{com} e_c) \quad (4.45)$$

Cette expression fait clairement apparaître la dynamique du CoM résultant de la méthode TSID-Flex-B. Nous pouvons immédiatement remarquer quelques différences cruciales entre cette approche et la nôtre. Même si (4.45) est d'ordre 3, nous ne pouvons pas contrôler le système si B est petit. En effet, si $B = 0$, alors (4.42) n'existe pas et (4.45) n'est pas valable. Si B est petit, alors le terme \ddot{p} dans (4.42) peut devenir très grand. Puisque $\ddot{p} = J\dot{v} + \dot{J}v$ est proportionnel aux commandes moteur, de petites valeurs de B peuvent aisément conduire à des commandes moteur excessives. Un autre inconvénient de cette méthode est que le coefficient du terme du second ordre dans (4.45) est fixe (i.e. Δt^{-1}). Cela limite artificiellement l'éventail des dynamiques du CoM réalisables. Un autre problème est que, puisque la partie inférieure de \dot{A}_{pc} n'est pas constante, (4.44) montre que la dynamique du moment angulaire est affectée par le terme $\dot{A}_{pc} f$. Ce terme agit comme une perturbation, compromettant potentiellement la convergence vers le moment angulaire désiré. Enfin, cette loi de contrôle n'exploite pas le terme de *feedforward* sur le *jerk* du centre de masse.

4.6 Contrôle en Admittance (TSID-Adm)

Une méthode classique pour contrôler les forces de contact en cas de contacts flexibles est de recourir au contrôle en admittance.

4.6.1 Présentation du contrôleur

Tout d'abord, nous pouvons calculer les forces de contact désirées f^d comme suit :

$$\begin{aligned} &\underset{f}{\text{minimiser}} \quad \|A_{pc} f - \ddot{x}^d + b_g\|^2 \\ &\text{tel que} \quad Bf \leq 0 \end{aligned} \quad (4.46)$$

où \ddot{x}^d est défini comme dans (4.25). Ensuite, nous calculons les positions de référence des points de contact en fonction de l'erreur de suivi de la force :

$$p^d = p_0 - K_f(f^d - f) \quad (4.47)$$

À ce stade, certains chercheurs utilisent la géométrie inverse¹ pour calculer les angles articulaires q^d de sorte que $p^d = f(q^d)$, où $f(\dots)$ est la fonction de la cinématique directe. Ces angles articulaires sont ensuite transmis à un contrôleur des positions articulaires à grands gains, qui calcule les commandes de couple articulaire:

$$\tau^d = K_p^j(q^d - q) - K_d^j\dot{q} \quad (4.48)$$

Plutôt que d'utiliser un algorithme de géométrie inverse, nous préférons utiliser les points de référence p^d pour calculer les accélérations des points de contact désirées :

$$\ddot{p}^* = K_p^{adm}(p^d - p) - K_d^{adm}\dot{p} \quad (4.49)$$

Nous pourrions alors faire correspondre ces accélérations à l'espace articulaire à l'aide de la pseudo-inverse de la Jacobienne des points de contact:

$$\dot{v}^* = J^\dagger(\ddot{p}^* - \dot{J}v) \quad (4.50)$$

Ces accélérations articulaires pourraient alors être utilisées comme commandes de couple articulaire, de sorte à obtenir une loi de contrôle globale proche de (4.48). Cependant, afin d'améliorer le suivi des accélérations des points de contact désirés, nous préférons nous appuyer sur le modèle de dynamique inverse. Par conséquent, nous calculons les accélérations du robot comme suit :

$$\begin{aligned} \underset{\dot{v}}{\text{minimiser}} \quad & \|J\dot{v} + \dot{J}v - \ddot{p}^*\|^2 + w_{post}\|\dot{v}^{post} - \dot{v}\|^2 \\ \text{tel que} \quad & M_u\dot{v} + h_u = J_u^\top \hat{f} \\ & |M_a\dot{v} + h_a - J_a^\top \hat{f}| \leq \tau^{max} \end{aligned} \quad (4.51)$$

4.6.2 Dynamique en boucle fermée

Afin de pouvoir exprimer simplement la dynamique du CoM en boucle fermée, nous supposons que : i) $B \approx 0$, ii) $\ddot{p} = \ddot{p}^*$, iii) K_p^{adm} , K_d^{adm} et KK_f sont des matrices diagonales, et iv) les composantes de K_p^{adm} , K_d^{adm} , et KK_f correspondantes aux mêmes directions (X, Y, Z), sont les mêmes. Par exemple, cela signifie que le gain proportionnel en admittance dans la direction Z doit être le même pour tous les points de contact. On peut alors définir chacune de ces matrices en fonction des

1. La géométrie inverse, préférée au terme cinématique inverse pour éviter l'ambiguïté avec la cinématique inverse différentielle, est le problème de trouver la ou les configurations satisfaisant un ensemble de contraintes géométriques.

matrices diagonales 3d. K_p^{adm3} , K_d^{adm3} , et K_f^3 :

$$\begin{aligned} K_p^{adm} &= \text{Diag} \left[K_p^{adm3}, \dots, K_p^{adm3} \right] \\ K_d^{adm} &= \text{Diag} \left[K_d^{adm3}, \dots, K_d^{adm3} \right] \\ KK_f &= \text{Diag} \left[K_f^3, \dots, K_f^3 \right] \end{aligned} \quad (4.52)$$

Selon ces hypothèses, nous obtenons la dynamique en boucle fermée suivante pour e_c :

$$\begin{aligned} \ddot{e}_c &= -K_1 e_c - K_2 \dot{e}_c - K_3 \ddot{e}_c - K_d^{adm3} \dot{e}_c + \\ &K_p^{adm3} m(\ddot{c}^* + g) + K_d^{adm3} m \dot{c}^* + m \ddot{c}^*, \end{aligned} \quad (4.53)$$

avec:

$$\begin{aligned} K_1 &\triangleq K_p^{adm3} K_f^3 K_p^{com}, & K_2 &\triangleq K_p^{adm3} K_f^3 K_d^{com} \\ K_3 &\triangleq K_p^{adm3} (I + K_f^3) \end{aligned} \quad (4.54)$$

Cette dynamique en boucle fermée est similaire à celle obtenue par notre linéarisation *pure* de la rétroaction (4.18). La seule différence est la présence des trois derniers termes dans (4.53), qui agissent comme des perturbations. Puisque nous avons cinq gains à régler, mais seulement quatre pôles, nous pouvons exploiter cette redondance pour minimiser l'effet de ces trois termes. Cependant, le dernier terme \ddot{c}^* n'a pas de coefficient, donc son amplitude ne dépend que de la trajectoire de référence du centre de masse. De même, le terme \dot{c}^* est multiplié par K_d^{adm3} , que nous ne pouvons pas diminuer arbitrairement parce que c'est aussi le coefficient de \ddot{e}_c . Au contraire, le terme $(\ddot{c}^* + g)$ est multiplié par K_p^{adm3} , que l'on peut réduire en augmentant de façon appropriée K_f pour que K_3 conserve la même valeur. Cela signifie que dans contexte de régulation (quand $\dot{c}^* = \ddot{c}^* = \dot{\ddot{c}}^* = \ddot{\ddot{c}}^* = 0$) le contrôle en admittance peut fonctionner comme notre méthode (TSID-Flex-K). Cependant, pour le suivi de trajectoire, on peut s'attendre à ce que TSID-Flex-K soit plus performant, car (4.53) est affecté par certains termes de perturbation.

Remarque: Nous pourrions facilement nous affranchir du premier terme de perturbation dans l'équation (4.53). Si l'on calculait \ddot{p}^* comme $K_p^{adm} p^d - K_d^{adm} \dot{p}$ et p^d sans p_0 , le terme $K_p^{adm3} m(\ddot{c}^* + g)$ disparaîtrait de l'équation (4.53).

4.6.3 Contrôle en admittance classique

Comme mentionné ci-dessus, la façon classique d'implémenter le contrôle en admittance est d'utiliser la géométrie inverse pour calculer q^d tel que $p^d = f(q^d)$, où $f(\cdot)$ est la fonction de la cinématique directe. Étant donné les gains élevés du contrôleur de position articulaire bas niveau, $\Delta_q \triangleq q^d - q$ est toujours petit (p. ex. moins de 2 ordres de grandeur). Cela signifie que nous pouvons écrire :

$$f(q + \Delta_q) \approx f(q) + J\Delta_q \quad (4.55)$$

En utilisant cette expression, on peut écrire q^d comme :

$$q^d \approx q + J^\dagger(p^d - p) \quad (4.56)$$

Ainsi, les commandes de couples articulaires calculées données par le contrôleur en position s'écrivent:

$$\begin{aligned} \tau^d &= K_p^j J^\dagger(p^d - p) - K_d^j \dot{q} \\ \tau^d &= K_p^j J^\dagger(p^d - p) - K_d^j J^\dagger \dot{p} \end{aligned} \quad (4.57)$$

On peut maintenant les comparer avec les commandes moteur calculées par notre version du contrôle en admittance :

$$\tau^d = J^\dagger(K_p^{adm}(p^d - p) - K_d^{adm}\dot{p} - \dot{J}v) \quad (4.58)$$

Ces deux lois de contrôle sont assez similaires. Les seules différences sont : i) la présence du terme $\dot{J}v$, et ii) les gains sont dans l'espace articulaire plutôt que dans l'espace des contacts.

4.7 Estimation

La méthode de contrôle proposée nécessite une estimation de la position du CoM et de ses trois premières dérivées ainsi du moment angulaire et de ses deux premières dérivées. Pour estimer ces quantités, nous proposons de s'appuyer sur un filtre de Kalman étendu (EKF), qui est une extension de l'approche présentée dans [Rotella 2015]. Cet estimateur vient en complément de l'estimateur présenté au chapitre 2, puisqu' on s'intéresse ici à l'état centroïdal et ces dérivées.

Nous définissons l'état du système comme suit :

$$x = (c, \dot{c}, l, f, \dot{f}) \quad (4.59)$$

La dynamique du système en temps continu est :

$$\dot{x} = \begin{bmatrix} 0 & I & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m^{-1}I^k & 0 \\ 0 & 0 & 0 & [(p-c)\times] & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & I^k \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} c \\ \dot{c} \\ l \\ f \\ \dot{f} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ w_{\dot{c}} - g \\ 0 \\ 0 \\ u + w_u \end{bmatrix}, \quad (4.60)$$

où $w_{\dot{c}}$ et w_u sont respectivement, le bruit du processus sur l'accélération CoM, et les accélérations des forces de contact.

$$\begin{aligned} I^k &= [I_3 \quad \dots \quad I_3] \\ [(p-c)\times] &= [[(p_0-c)\times] \quad \dots \quad [(p_{k-1}-c)\times]] \end{aligned} \quad (4.61)$$

La dynamique du système est linéaire, à l'exception du moment angulaire. Le choix

TABLE 4.1 – Paramètres de la simulation

| Symbole | Signification | Valeur |
|-------------------|---|----------|
| Δt_{sim} | Pas de temps de la simulation | 0.0001 s |
| Δt_{ctrl} | Pas de temps du contrôleur | 0.001 s |
| K_y | Rigidité latérale des contacts | 23770 |
| K_z | Rigidité verticale des contacts | 239018 |
| K_p^{post} | Gain proportionnel de la tâche de posture | 10 |
| K_d^{post} | Gain dérivatif de la tâche de posture | 6 |

de modéliser un bruit sur l'accélération du CoM est motivé par le fait que le robot peut être poussé, il faut donc tenir compte des perturbations agissant directement au niveau d'accélération du CoM. Le modèle de mesure s'écrit:

$$y = \begin{bmatrix} I & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & I & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} c \\ \dot{c} \\ l \\ f \\ \dot{f} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} w_c \\ w_{\dot{c}} \\ w_l \\ w_f \end{bmatrix} \quad (4.62)$$

Bien sûr, c , \dot{c} et l ne sont pas directement mesurés, mais sont calculés à partir des mesures de codeur articulaire et de l'estimation de l'état de la base. L'estimation de l'état de la base repose le plus souvent sur les mesures inertielles et sur la cinématique des membres en contact [Flayols 2017] comme présenté au chapitre 2. Une fois que nous disposons d'une estimation de l'état x , nous pouvons facilement calculer les quantités \ddot{c} , \ddot{c} , \dot{l} , et \ddot{l} , qui sont nécessaires à notre contrôleur. Notons que, en supposant que l'amortissement de contact B soit suffisamment petit, les positions des points de contact nécessaires dans (4.60) peuvent être estimées à partir des mesures des forces de contact:

$$p = p_0 - K^{-1}f \quad (4.63)$$

4.8 Résultats

Cette section présente des résultats de simulation pour comparer l'approche proposée aux autres méthodes de l'état de l'art.

4.8.1 Environnement de simulation

Nous avons réalisé toutes nos simulations à l'aide d'un simple robot bipède 2D, qui se déplace dans le plan YZ. La direction Z est alignée avec la gravité, tandis que la direction Y pointe latéralement. Le robot est composé de deux jambes et d'un torse, et il n'a que 4 articulations actionnées : deux articulations pivots en guise de hanche et deux articulations prismatiques comme genoux. Les paramètres géométriques et inertiels des liaisons sont extraits du modèle du robot HRP-2.

TABLE 4.2 – Paramètres - TSID-Flex-K.

| Symbole | Signification | Valeur |
|-------------|--|---------|
| K_p^{mom} | Gain proportionnel de la tâche centroïdale | 63057.3 |
| K_d^{mom} | Gain dérivatif de la tâche centroïdale | 21171.2 |
| K_a^{mom} | Gain en accélération de la tâche centroïdale | 2076.6 |
| K_j^{mom} | Gain en à-coût de la tâche centroïdale | 77.9 |
| w_{post} | Pondération de la tâche de posture | 0.3 |

TABLE 4.3 – Paramètres - TSID-Adm.

| Symbole | Signification | Valeur |
|-------------|--|--------------|
| K_p^{mom} | Gain proportionnel de la tâche centroïdale | 30.7 |
| K_d^{mom} | Gain dérivatif de la tâche centroïdale | 10.3 |
| K_p^{adm} | Gain proportionnel en admittance | 20.6 |
| K_d^{adm} | Gain dérivatif en admittance | 77.9 |
| K_f | Gain proportionnel du retour en force | 100 K^{-1} |
| w_{post} | Pondération de la tâche de posture | 0.001 |

TABLE 4.4 – Paramètres - TSID-Rigid.

| Symbole | Signification | Valeur |
|-------------|--|--------|
| K_p^{com} | Gain proportionnel de la tâche centroïdale | 50 |
| K_d^{com} | Gain dérivatif de la tâche centroïdale | 14 |
| w_{post} | Pondération de la tâche de posture | 0.01 |
| w_f | Pondération de la tâche de régularisation des forces | 0.0001 |

TABLE 4.5 – Paramètres - TSID-Flex-B.

| Symbole | Signification | Valeur |
|-------------|--|--------|
| K_p^{com} | Gain proportionnel de la tâche centroïdale | 50 |
| K_d^{com} | Gain dérivatif de la tâche centroïdale | 14 |
| w_{post} | Pondération de la tâche de posture | 0.001 |

TABLE 4.6 – EKF écarts-types des bruits.

| Symbole | Signification | Valeur |
|---------------------|--|--------|
| σ_c | Mesure de position du CoM | 1e-3 |
| $\sigma_{\dot{c}}$ | Mesure de vitesse du CoM | 1e-2 |
| σ_l | Mesure du moment angulaire | 1e-1 |
| σ_f | Mesure des forces | 1 |
| σ_u | Contrôle | 1e4 |
| $\sigma_{\ddot{c}}$ | Perturbation sur l'accélération du CoM | 10 |

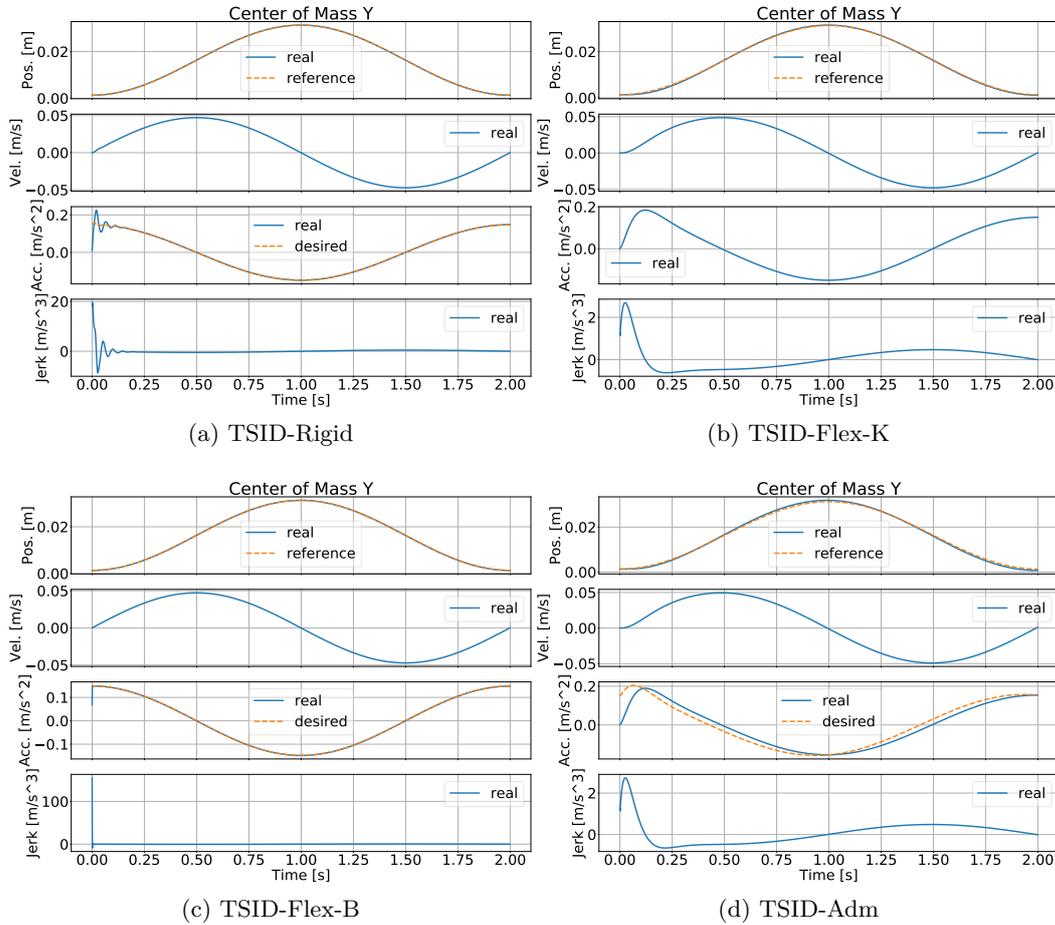


FIGURE 4.1 – Performance des quatre méthodes de contrôle pour la tâche de suivi du centre de masse sinusoïdal, avec $\zeta = 0.3$.

La simulation est basée sur un simple schéma d'intégration explicite d'Euler, avec un pas de temps 10 fois plus petit que celui du contrôleur. Le robot a deux pieds ponctuels en contact avec un sol élastique. Pour des raisons de simplicité, nous avons supposé un frottement infini au contact. La valeur de la rigidité de contact est la même que celle que nous avons précédemment identifiée sur HRP-2 au chapitre 2 [Flayols 2017]. L'état initial du robot correspond toujours à un équilibre statique, à savoir $\dot{x}(0) = \ddot{x}(0) = \dddot{x}(0) = 0$. Tous les paramètres de simulation sont rassemblés dans la table 4.1.

4.8.2 Présentation des expériences

Nous avons effectué deux séries de simulations, la première se concentrant sur la comparaison de différentes approches, et la seconde sur la validation de notre approche.

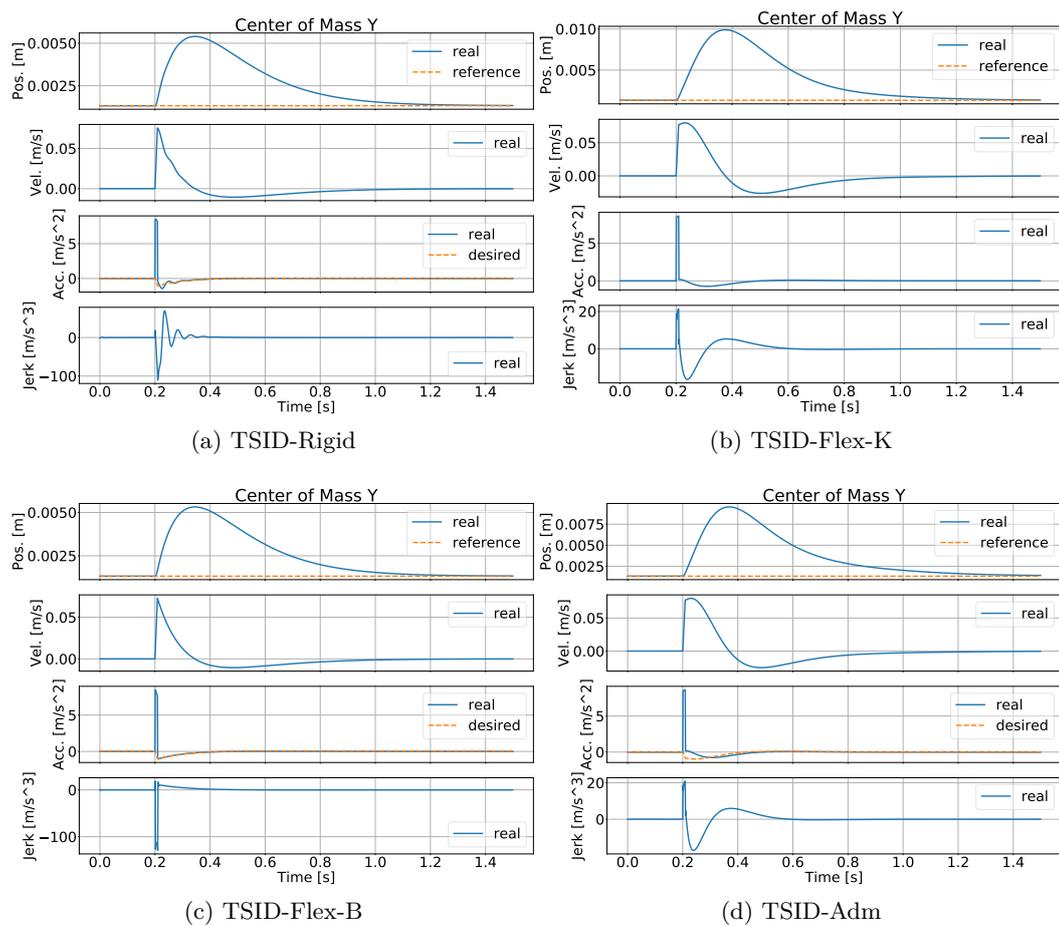


FIGURE 4.2 – Régulation du centre de masse lorsque le robot est soumis à une force externe, avec $\zeta = 0.3$.

4.8.2.1 Réglage des gains

Les gains de tous les contrôleurs n'ont pas été modifiés au cours des tests et sont rapportés dans les tableaux 4.2, 4.3, 4.4 et 4.5. Nous avons calculé les gains de TSID-Flex-K en utilisant une méthode de placement de pôles, en fixant les pôles souhaités à $(-5, -15, -25, -35)$. Ensuite, nous avons utilisé (4.54) pour calculer les gains équivalents pour TSID-Adm. Afin d'obtenir une petite valeur de K_p^{adm} (pour les raisons discutées précédemment), nous avons fixé $K_f = 100K^{-1}$ (au lieu de $K_f = K^{-1}$). Enfin, nous avons réglé les gains de TSID-Flex-B et TSID-Rigid afin d'avoir un temps de convergence similaire après une perturbation externe. En ce qui concerne le poids de la tâche posture, nous l'avons réglé de telle sorte qu'elle n'affecte pas de manière significative la tâche de posture.

4.8.2.2 Première série d'expériences

Dans le premier groupe d'expériences, le contrôleur dispose de l'état réel du robot. Cela nous permet de comparer différentes méthodes sans discuter de leurs différentes exigences en matière d'estimation. Les quatre méthodes que nous avons comparées sont :

- TSID-Flex-K: notre approche.
- TSID-Flex-B: l'approche présentée dans [Azad 2015] et examinée en section 4.5
- TSID-Rigid: l'approche présentée en section 4.4
- TSID-Adm: l'approche rapportée en section 4.6

Les comparaisons se font autour de deux tests principaux:

- Suivi d'une trajectoire de référence de CoM sinusoïdale avec une amplitude de 0,015 m et une fréquence de 0,5 Hz (voir Fig. 4.1).
- Régulation de la position du CoM après une poussée externe de 400 N (selon l'axe Y) appliquée à la base du robot pendant 10 ms, à partir de 0,2 s. (voir Fig. 4.2).

Ces deux essais ont été réalisés en utilisant un taux d'amortissement au contact $\zeta = 0.3$. Nous ne pouvions pas utiliser des valeurs plus petites de ζ sans que TSID-Flex-B devienne instable. Cependant, nous présentons également des tests supplémentaires avec des valeurs différentes de ζ pour montrer certains aspects particuliers de chaque méthode.

4.8.2.3 Deuxième série d'expériences

Dans la deuxième série de tests, nous avons essayé de valider notre approche dans un scénario plus réaliste. Pour cette raison, nous avons utilisé l'EKF présenté dans la section 4.7 pour estimer l'état du robot à partir des mesures bruitées. Le tableau 4.6 fait état des valeurs utilisées pour la mesure et les bruits de processus. Les valeurs utilisées pour les bruits de mesure sont proches de celles identifiées sur HRP-2 [Flayols 2017].

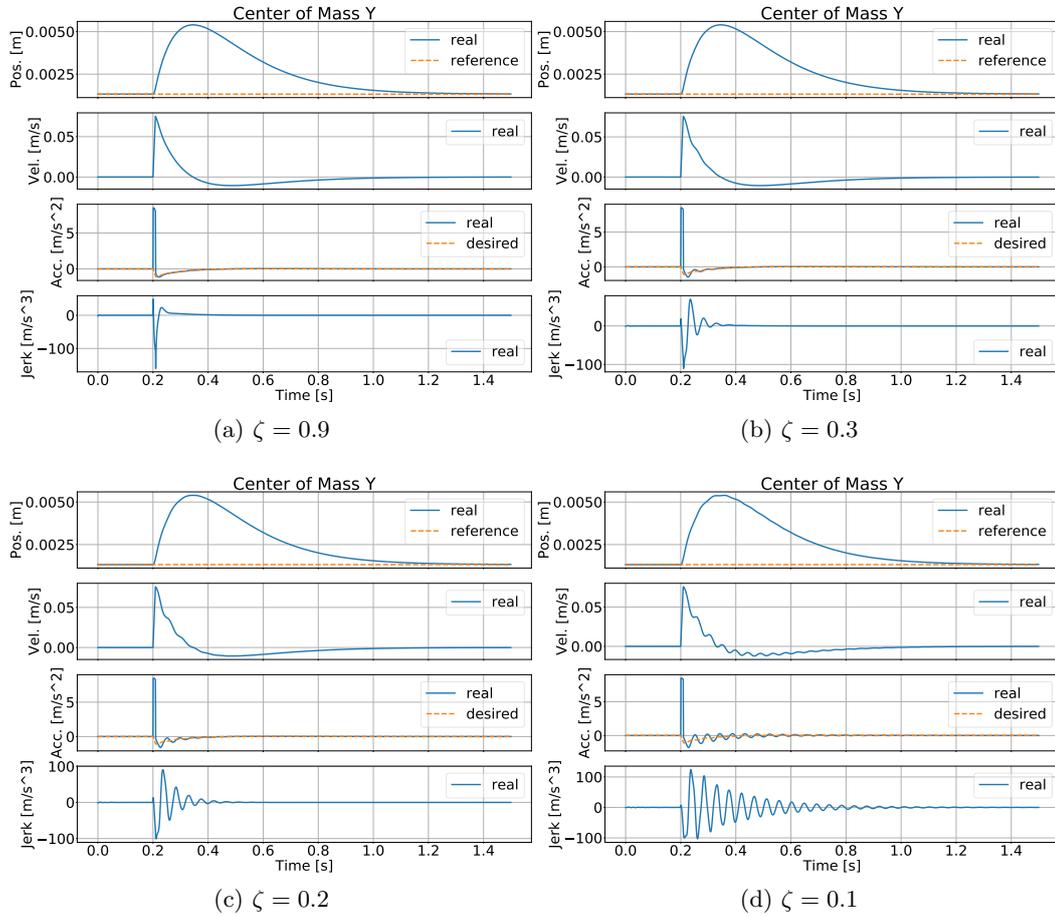


FIGURE 4.3 – Régulation du CoM par TSID-Rigid quand le robot est soumis à une force externe, pour différents taux d'amortissements ζ .

Dans les quatre sous-sections suivantes, nous discutons des avantages et des inconvénients de chaque une des méthodes par rapport aux autres.

4.8.3 TSID-Rigid

TSID-Rigid a été capable de suivre avec précision la trajectoire de référence du CoM (voir Fig. 4.1), mais il a généré un important *jerk* du CoM au démarrage. Ceci est dû au fait que la trajectoire de référence a une accélération initiale non nulle, alors que l'accélération initiale du CoM est nulle. Néanmoins, ce grand *jerk* initial (environ 20 m/s^3) est beaucoup plus petit que celui généré par TSID-Flex-B (plus de 100 m/s^3). Un problème similaire peut être observé dans le test de poussée, où un *jerk* important et oscillant est généré en réponse à la perturbation (voir Fig. 4.2). La figure 4.3 montre que ce problème est clairement lié au taux d'amortissement des contacts : plus ζ est bas, plus le *jerk* du CoM généré est oscillant. Il est évident que ces grandes oscillations peuvent être indésirables en pratique sur du matériel

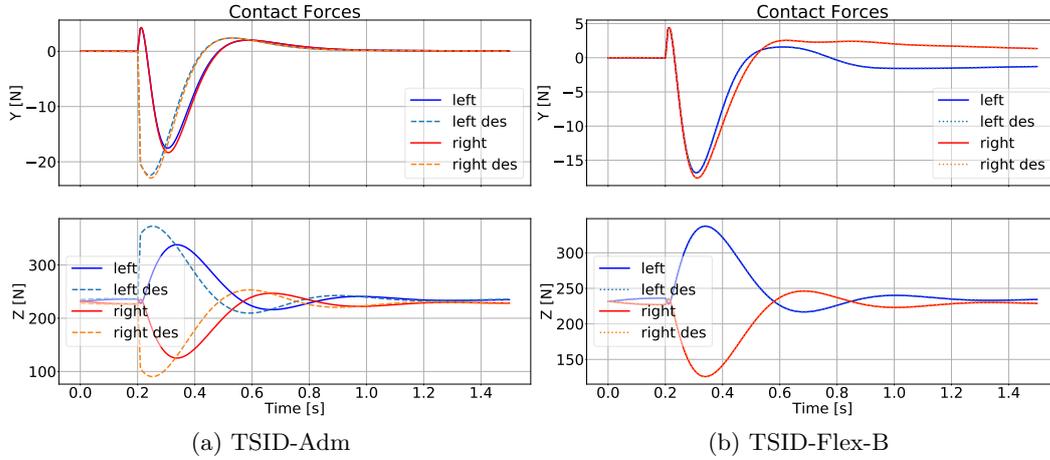


FIGURE 4.4 – Forces de contact quand le robot est soumis à des forces externes.

physique parce qu'elles peuvent exciter la flexibilité de la structure du robot. Dans l'ensemble, il semble que TSID-Rigid fonctionne raisonnablement bien tant que le taux d'amortissement au contact reste assez grand (par exemple $\zeta \geq 0.5$), mais il entraîne des oscillations significatives pour des valeurs de ζ plus faibles.

4.8.4 TSID-Adm

Comme prévu par l'analyse théorique en section 4.6, la figure 4.2 montre que TSID-Adm se comporte presque de la même manière que TSID-Flex-K pour les tâches de régulation (c.-à-d. de référence constante). Cependant, la figure 4.1 révèle que TSID-Adm entraîne une petite erreur de suivi CoM. Ceci est dû à l'absence de terme de *feedforward* sur le *jerk* et sur le *snap*², qui agissent comme des perturbations dans la dynamique du CoM en boucle fermée (4.53). On peut s'attendre à ce que cette erreur augmente lorsque l'on essaie de suivre des trajectoires avec des valeurs de *jerk* ou *snap* plus élevées.

Il est intéressant de noter que les forces de contact désirées calculées par TSID-Adm n'ont pas besoin d'être bien suivies afin d'avoir un bon comportement du CoM en boucle fermée. Par exemple, la figure 4.4 montre que pendant le test de poussée, pour lequel TSID-Adm fonctionne plutôt bien, les forces de contact désirées ne sont pas bien suivies. Néanmoins, les forces de contact réelles sont très similaires à celles générées par TSID-Flex-K, ce qui explique la bonne qualité du suivi du CoM qui en résulte.

Dans l'ensemble, TSID-Adm se comporte très bien, surtout dans le cadre de la régulation. Le réglage manuel des gains de TSID-Adm est quelque peu contre-intuitif, car la qualité du suivi des forces ne semble pas liée à la qualité de la convergence CoM. Cependant, grâce à notre analyse de Section 4.6, nous pouvons

². On appelle *jerk* et *snap* les premières et secondes dérivées de l'accélération du centre de masse

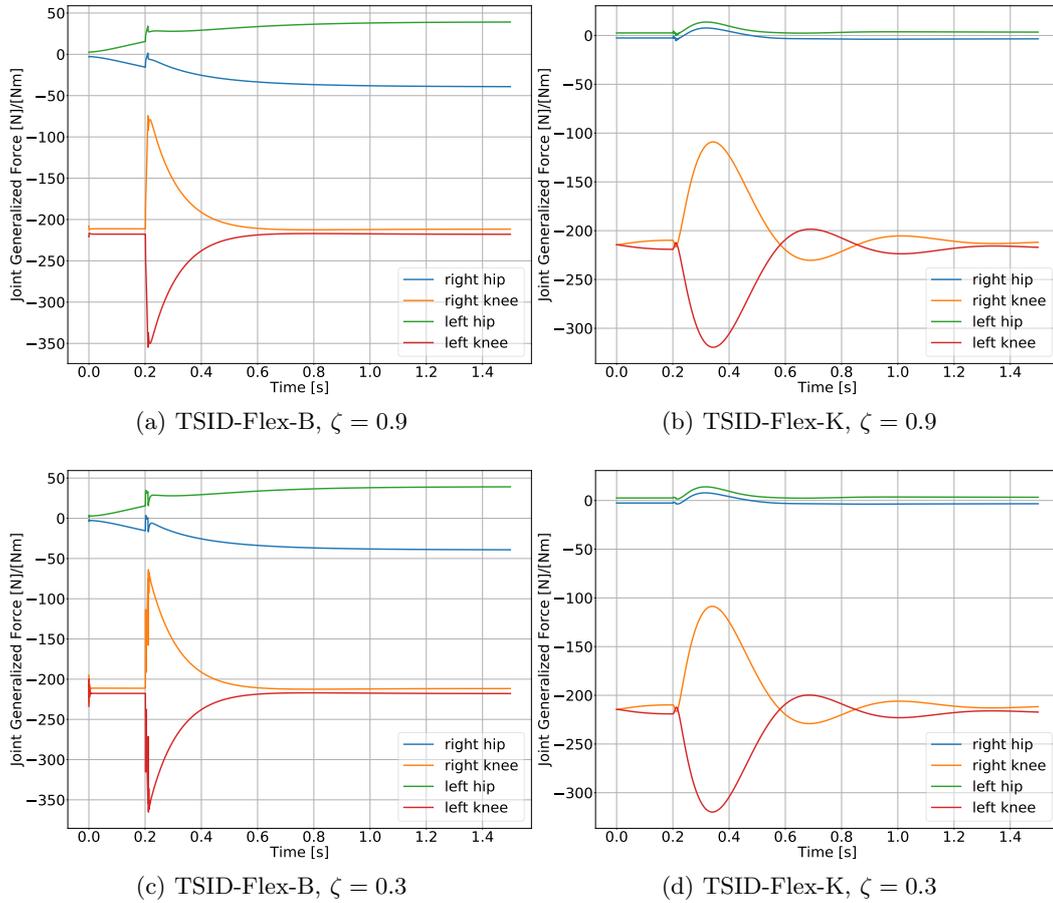


FIGURE 4.5 – Comparaison des couples articulaires générés par les approches TSID-Flex-B et TSID-Flex-K quand le robot est soumis à des forces externes.

maintenant régler ces gains en utilisant les techniques classiques de placement de pôles.

4.8.5 TSID-Flex-B

Les figure 4.1 et 4.2 montrent que TSID-Flex-B peut suivre avec précision la trajectoire de référencedu CoM et peut correctement réagir à une perturbation externe. Cependant, dans les deux tests, TSID-Flex-B a généré de grandes valeurs de *jerk* du CoM, qui sont typiquement indésirables. De plus, la figure 4.5 montre que les couples articulaires générés par TSID-Flex-B sont moins lisses que ceux de TSID-Flex-K. Ce problème semble s'aggraver à mesure que le taux d'amortissement du contact ζ diminue. Comme déjà prédit dans notre analyse en section 4.2.1, la figure 4.6 montre que les accélérations des points de contact générées par TSID-Flex-B sont beaucoup plus grandes que celles de TSID-Flex-K, et deviennent plus importante à mesure que ζ diminue. Un autre problème que nous avons constaté avec TSID-Flex-

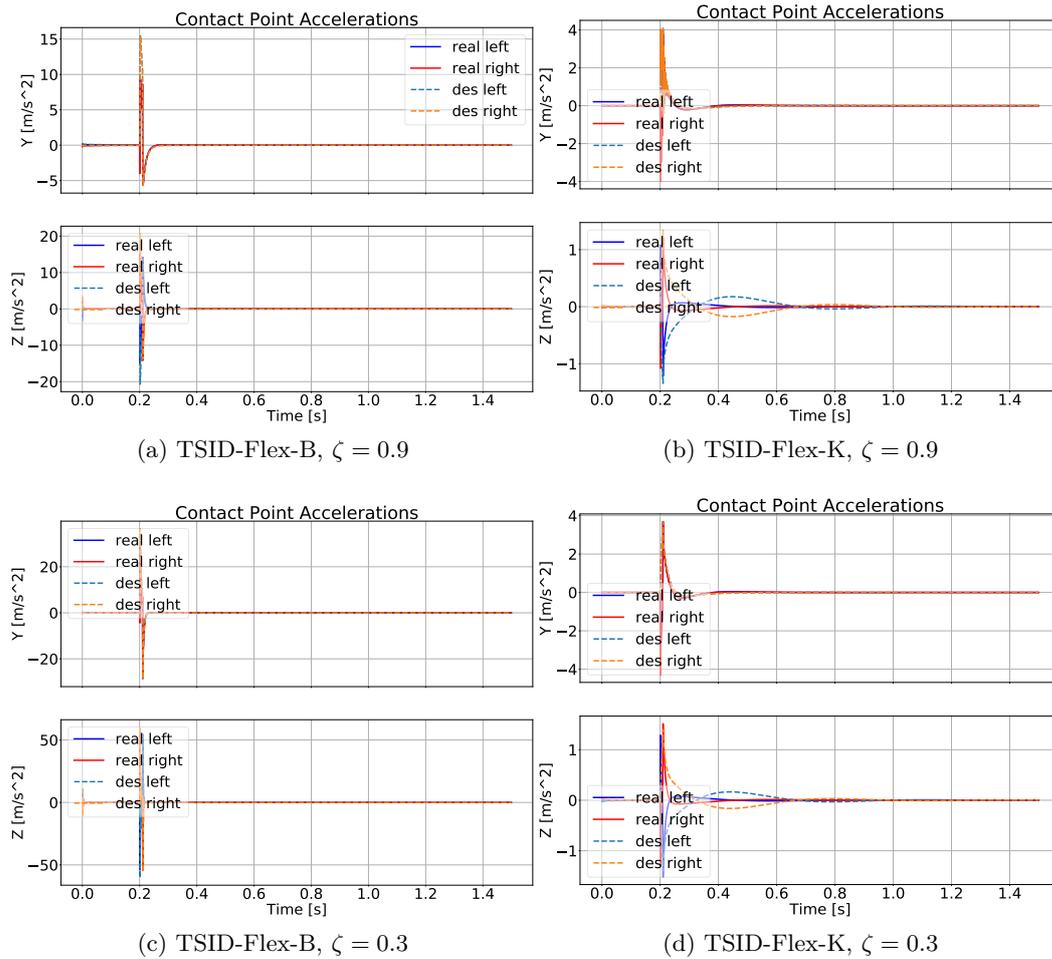
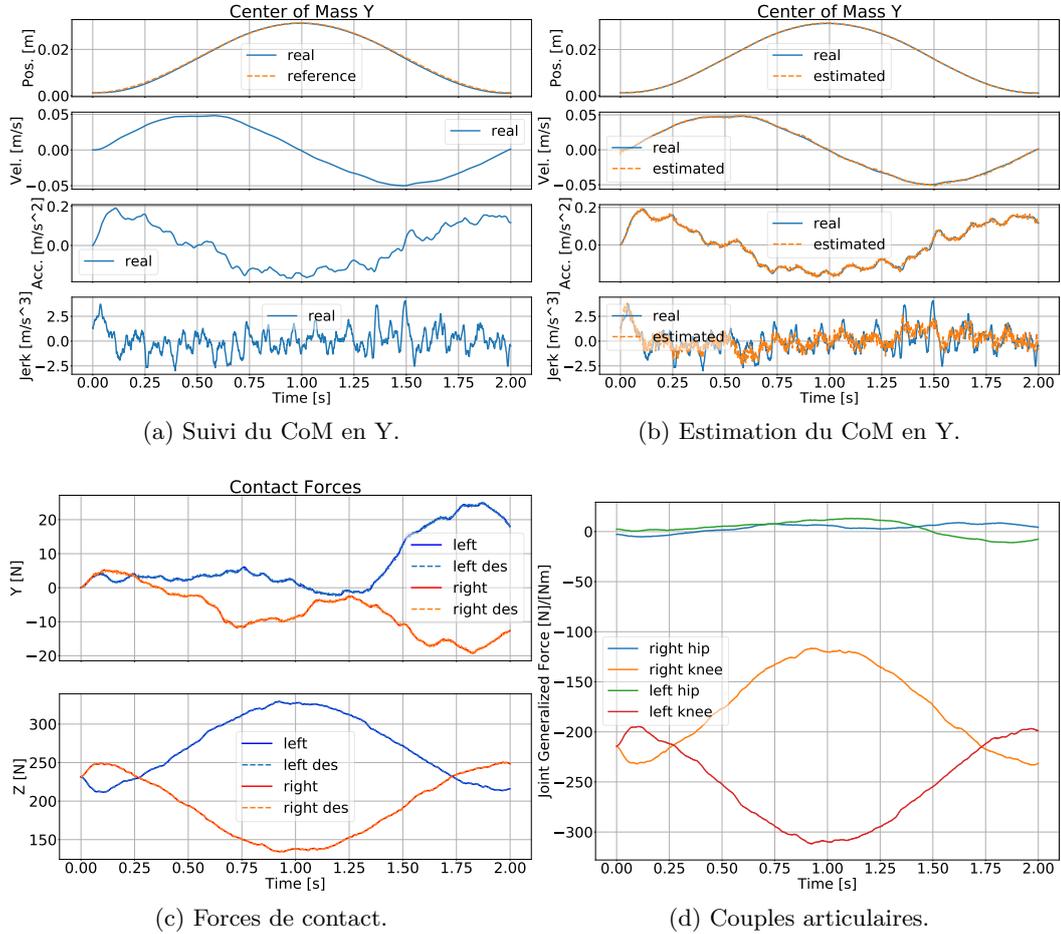


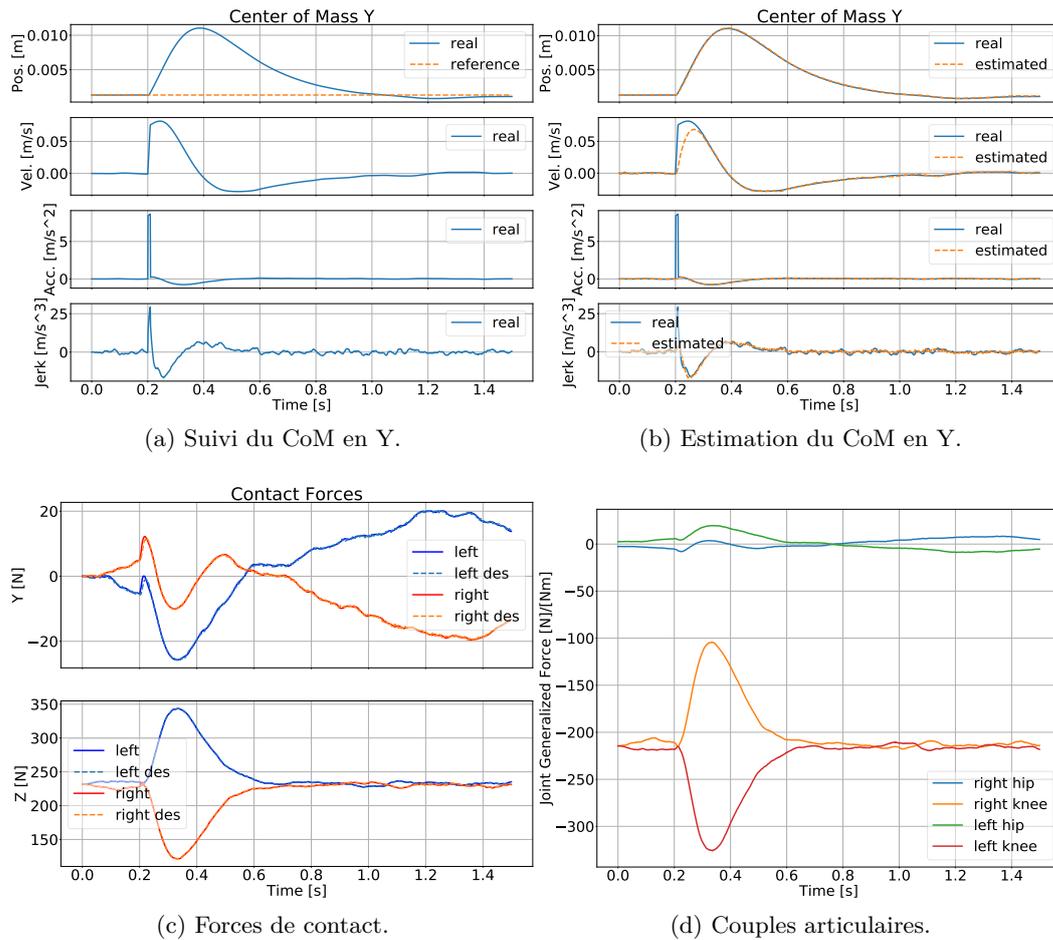
FIGURE 4.6 – Comparaison des accélérations des points de contact générés par les approches TSID-Flex-B et TSID-Flex-K quand le robot est soumis à des forces externes.

FIGURE 4.7 – TSID-Flex-K avec EKF, test de suivi de CoM, $\zeta = 0.2$.

B est que l'approche devient instable lorsque $\zeta \leq 0.2$. Nous n'avons pas d'explication théorique claire des raisons de ce phénomène, mais nous avons découvert qu'il est lié à la fréquence de contrôle. En effet, en utilisant un pas de temps de contrôle plus petit (i.e. $\Delta t_{ctrl} = 10^{-4}$) la méthode est devenue stable pour $\zeta = 0.2$. De façon générale, nous pensons que les problèmes de TSID-Flex-B proviennent du choix d'essayer d'éliminer l'erreur de suivi de l'accélération du CoM en un seul pas de temps. Dans la construction de TSID-Flex-B, nous calculons les accélérations des points de contact qui minimisent $\|\ddot{x}_{\Delta t} - \ddot{x}^d\|^2$, où nous rappelons que $\ddot{x}_{\Delta t} \triangleq \ddot{x} + \Delta t \dot{\ddot{x}}$. Lorsque \ddot{x} est significativement différent de \ddot{x}^d , un *jerk* important est nécessaire pour compenser cet écart en un seul pas de temps.

4.8.6 TSID-Flex-K

Les figures 4.1 et 4.2 montrent que TSID-Flex-K permet de suivre avec précision la trajectoire de référence du CoM et de réagir correctement à une poussée externe. Le *jerk* généré du CoM est toujours assez faible. De plus, les couples articulaires

FIGURE 4.8 – TSID-Flex-K avec EKF, test de poussée, $\zeta = 0.2$.

restent lisses (voir Fig. 4.5). Ceci est extrêmement important pour une exécution sur le vrai robot, étant donné que le suivi précis du couple ne peut être assuré qu'à des fréquences relativement basses. En effet, la bande passante des contrôleurs en couple rapportées dans la littérature est inférieure à 60 Hz ou 40 Hz pour les actionneurs hydrauliques [Boaventura 2012], 46 Hz pour les moteurs électriques avec réducteur à onde de déformation [Dallali 2014], 60 Hz pour les actionneurs élastiques en série [Paine 2014].

La figure 4.6 montre que les accélérations des points de contact désirées générées par TSID-Flex-K ne correspondent pas exactement aux accélérations réelles des points de contact. Ceci est dû au fait que lorsque nous avons linéarisé le système (voir (4.15)), nous avons implicitement supposé que les forces de contact ne changent pas pendant un pas de temps du contrôleur. Toutefois, cette hypothèse n'est pas vraie dans la pratique. En particulier pour les grandes rigidités de contact, les forces changent pendant un pas de temps de commande, provoquant ainsi une erreur dans les accélérations générées. En effet, on peut voir dans la figure 4.6 que les erreurs sont plus grandes dans la direction Z, où la rigidité du contact est plus élevée. C'est la source des oscillations des forces de contact que nous pouvons observer dans la figure 4.4.

4.8.6.1 Simulation avec EKF

Les figures 4.7 et 4.8 montrent les performances de TSID-Flex-K couplé à un EKF pour estimer l'état du robot à partir de mesures bruitées. Malgré le bruit dans les dérivés du CoM estimés, en particulier dans le *jerk* du CoM, le contrôleur a été en mesure de suivre correctement la trajectoire spécifiée. De plus, les couples articulaires et les forces de contact résultants sont raisonnablement lisses.

4.9 Discussions et Conclusions

Dans ce chapitre nous avons présenté une nouvelle approche pour contrôler l'équilibre d'un robot à jambes sur des contacts élastiques. Notre méthode (TSID-Flex-K) est une extension du contrôleur par dynamique inverse dans l'espace des tâches (TSID) pour des contacts élastiques. Nous avons décidé de nous fier à la rigidité du contact pour affecter directement la deuxième dérivée des forces de contact. Cela nous permet de contrôler directement la quatrième dérivée du CoM du robot, qui peut alors être stabilisée par une loi de contrôle linéaire standard. Notre approche nécessite une estimation des forces de contact et de leur taux de variation, que nous obtenons grâce à un filtre de Kalman étendu.

En plus de présenter notre approche, ce chapitre a également examiné trois autres contrôleurs d'équilibre de l'état de l'art. Le premier (TSID-Rigid) est généralement utilisé pour les contacts rigides. Le second (TSID-Flex-B) est conçu pour les contacts élastiques, mais contrairement à notre approche, il repose sur l'amortissement du contact pour affecter la première dérivée des forces de contact. Le troisième (TSID-Adm) est un contrôleur en admittance.

Tout d'abord, nous avons analysé la dynamique du CoM en boucle fermée résultante de chaque contrôleur. Cela nous a permis de mieux comprendre le comportement du contrôleur et de déduire une méthode pour régler leurs gains.

Ensuite, nous avons effectué plusieurs tests en simulation à l'aide d'un simple robot à 4 degrés de liberté. Nous résumons ici le résultat de nos tests. TSID-Rigid fonctionne bien pour un contact bien amorti (par exemple $\zeta \geq 0.5$), mais cela se traduit par de fortes oscillations pour des contacts sous-amortis, ce qui peut être inacceptable sur un système réel. TSID-Flex-B fonctionne bien pour un contact bien amorti, mais il peut devenir instable dans le cas de sous-amortissement ($\zeta \leq 0.2$ dans nos tests). De plus, même s'il est stable, le TSID-Flex-B peut entraîner des *jerks* importants, qui sont généralement indésirables. TSID-Adm, lorsqu'il est correctement réglé, fonctionne bien, quel que soit l'amortissement du contact. L'analyse de la dynamique du CoM en boucle fermée nous a permis de trouver un moyen de régler les gains de TSID-Adm, tâche extrêmement difficile autrement. Malgré ces remarquables propriétés, un problème potentiel de TSID-Adm est qu'il peut ne pas maintenir les forces de contact à l'intérieur de leurs cônes de frottement. En effet, TSID-Adm ne contraint que les forces de contact désirées. Cependant, les résultats montrent que la qualité du suivi des forces n'a pas besoin d'être parfaite. Ainsi, les forces de contact réelles peuvent rompre les contraintes du cône de frottement même si les forces désirées ne le font pas. Notre approche, TSID-Flex-K, a bien fonctionné, quel que soit l'amortissement du contact. De plus, grâce à une modélisation correcte de la dynamique du contact, TSID-Flex-K ne devrait pas avoir de problème pour maintenir les forces de contact à l'intérieur des cônes de frottement. TSID-Flex-K a également bien fonctionné lorsqu'il était associé à un EKF pour estimer l'état centroïdal du robot à partir de mesures de capteurs bruités (en utilisant des niveaux de bruit réalistes).

Malgré une fréquence de contrôle élevée (1 kHz), nos résultats ont montré que certaines erreurs dans le suivi des accélérations des forces de contact surviennent en raison de la nature à temps discret du contrôleur. Même si ces erreurs n'ont pas dégradé de façon significative la performance globale du système, nous prévoyons de régler ce problème à l'avenir afin d'améliorer les performances de la méthode. Une autre question que nous aimerions étudier est la robustesse de TSID-Flex-K aux erreurs de modélisation, comme l'estimation de la rigidité des contacts K . De plus, nous voudrions comparer expérimentalement ces différentes méthodes de contrôle de l'équilibre sur le robot HRP-2.

Formulation d'un générateur de marche réactive

Sommaire

| | | |
|------------|---|------------|
| 5.1 | Introduction | 94 |
| 5.1.1 | Locomotion | 94 |
| 5.2 | Contrôle prédictif | 94 |
| 5.3 | Formulation couplée pour un générateur de marche | 95 |
| 5.3.1 | Évolution du pendule inverse | 97 |
| 5.3.2 | Formulation d'un coût quadratique | 99 |
| 5.3.3 | Couplage corps complet et variable MPC | 102 |
| 5.3.4 | Trajectoire adaptative du pied de vol | 102 |
| 5.3.5 | Formulation du problème couplé | 103 |
| 5.4 | Résultats | 104 |
| 5.5 | Conclusion | 106 |

5.1 Introduction

Dans ce chapitre, on s'intéresse au développement d'un générateur de marche réactive en formulant un problème couplé résolvant la commande de l'ensemble des articulations en même temps que le placement des prochains pas. Ce travail préliminaire a pour objectif premier d'introduire une rétroaction au niveau de la planification des trajectoires de marche sur sol plat et en champ libre.

5.1.1 Locomotion

La locomotion d'un robot à jambe implique une interaction avec l'environnement du fait de son sous-actionnement. À la différence d'un robot à roue, il n'existe pas de moteurs qui commandent directement la position du robot dans l'espace.

Pour se déplacer, le robot marcheur doit prendre appui successivement sur ces pieds ou pattes, alternant par exemple pieds droit et gauche pour un robot bipède. Ce faisant, son polygone de support évolue de façon discrète et sa dynamique admet des discontinuités aux changements de contacts.

Le robot doit aussi respecter les critères d'équilibres définis dans le chapitre 1, principalement déterminés par la dynamique du centre de masse et des forces de contact associées.

Résoudre le problème de la génération de marche demande de trouver un ensemble de points de contact et une trajectoire du centre de masse qui respecte le critère d'équilibre. Du fait de la relation dynamique entre ces grandeurs, on est obligé de travailler sur un horizon de temps ou sur une trajectoire: l'évolution du centre de pression et du prochain point d'appui dépend de l'état centroïdal actuel, comme l'illustre le modèle du pendule inverse présenté en section 1.4.

5.2 Contrôle prédictif

Pour effectuer certaines actions comme la marche, il est difficile de raisonner sur un instantané du système pour choisir les commandes motrices. Au contraire, il est raisonnable de résoudre un problème de commande optimale sur un horizon de temps. Ainsi, la fonction coût qui définit l'optimalité de la trajectoire dépend de l'état actuel du système et de son évolution future.

La commande MPC (Model Predictive Control - commande prédictive basée modèle) répond à cet objectif[Dimitrov 2008, Camacho 2013]. Cette méthode calcule une prédiction de l'évolution des variables contrôlées sur un horizon de temps grâce au modèle (prédictif) du robot. Sur cet horizon, une trajectoire de l'état du système est générée, ainsi que la trajectoire de commande qui permet de la suivre. La première valeur de cette loi de commande est appliquée au système, le reste n'est pas utilisé. Ces étapes sont répétées à chaque cycle de contrôle du robot. La fenêtre temporelle sur laquelle l'évolution du système est calculée avance avec le déroulement de la trajectoire, c'est un horizon dit fuyant.

Pour un robot humanoïde à grand degré de libertés, il est encore difficile d'utiliser directement le formalisme MPC sur l'ensemble de la dynamique du système du fait de sa trop grande dimension. Pour un robot de 30 degrés de liberté commandé à une fréquence de $1kHz$, résoudre la commande optimale en accélération sur un horizon d'une seconde demande d'optimiser pas moins de $\frac{(30+30+30)*1}{10^{-3}} = 90k$ variables. A ce grand nombre de variables se rajoute la non-linéarité de la dynamique du robot et admettant des discontinuités aux changements de contact.

Plutôt que de résoudre le problème de commande du corps complet sur l'horizon de temps, il est préférable de travailler avec un modèle simplifié tel que le pendule inverse linéarisé présenté en section 1.2.4.

Les approches classiques résolvent le problème de commande optimale du pendule inverse sur un horizon de temps et asservissent ensuite le système corps complet pour suivre les trajectoires générées de centre de masse, de centre de pression et les trajectoires des pieds. [Kajita 2003]

Ces approches découplées permettent d'effectuer des mouvements de marches dont les consignes (de direction et de vitesses) peuvent varier en cours de route [Wieber 2006b, Herdt 2010]. Cependant, si les limitations du corps complet sont atteintes (par exemple une limite d'actionnement interdisant des accélérations élevées du CoM) alors le robot ne suivra pas parfaitement la consigne. La seule correction se fera par le retour d'état, quand les capteurs observeront la déviation. Et même alors, il est possible que la correction décidée (par exemple accélérer encore plus) soit encore plus inapplicable, conduisant à un échec (instabilité ou perte de viabilité) du schéma de contrôle. Pourtant, une autre trajectoire existe peut-être permettant de stabiliser le robot, mais impliquant une re planification du mouvement.

Pour pallier ce manque de réactivité, il faut formuler un problème d'optimisation couplée mêlant formulation complète et évolution du modèle simplifié [Sherikov 2014]. D'autres travaux récents prouvent que de telles formulations permettent en effet de générer des comportements de marche réactive avec des robots commandés en couple [Lee 2018].

5.3 Formulation couplée pour un générateur de marche

Pour résoudre le problème de la commande optimale sur un horizon de temps, avec la commande du corps complet et l'évolution du modèle simplifié, on peut poser un problème d'optimisation de la forme:

$$\begin{aligned}
 & f, \dot{v}, \tau, \quad \underset{c:t \rightarrow c(t), \quad p:t \rightarrow p(t)}{\text{minimiser}} \quad \int_0^T L(c(t), p(t)) dt + l(\dot{v}) \\
 & \text{tel que} \quad \forall t, \ddot{c}(t) = \omega^2(c(t) - p(t)) \quad (\text{A}) \\
 & \quad \quad \quad \ddot{c}(0) = J_{com} \dot{v} + \dot{J}_{com} v \quad (\text{B}) \\
 & \quad \quad \quad M \dot{v} + h = J_c^\top f + S^\top \tau \quad (\text{C}) \\
 & \quad \quad \quad p(0) \in \mathcal{P} \quad (\text{D})
 \end{aligned} \tag{5.1}$$

où, $\dot{c} : t \mapsto \dot{c}(t)$ et $p : t \mapsto p(t)$, les trajectoires du centre de masse et du centre de pression respectivement, sont des fonctions à optimiser sur l'horizon $t \in [0; T[$. f, \dot{v}, τ correspondent respectivement aux forces de contacts, aux accélérations et couples articulaires instantanés, liés aux commandes envoyées aux moteurs.

La contrainte (A) permet de respecter la dynamique du pendule inverse linéarisé (1.4) liant le centre de masse c et le centre de pression p , comme présentée en section 1.2.4.

La contrainte (B) assure que la commande du corps complet soit cohérente avec l'accélération du centre de masse à l'instant présent $c(0)$. Cette contrainte est semblable à une tâche de centre de masse comme présentée dans le chapitre 1, à la différence qu'ici l'accélération du centre de masse est une variable du problème et non un correcteur sur la position et la vitesse du CoM.

La contrainte (C) correspond à la dynamique du corps-complet, avec f directement liée au centre de pression à l'instant présent $p(0)$. Cette contrainte est la même que celle qui nous a permis d'écrire le contrôleur de dynamique inverse présenté en section 1.4.1 au premier chapitre.

Finalement, la contrainte (D) permet de garder le centre de pression dans le polygone support \mathcal{P} .

Le coût $\int_0^T L(c(t), p(t)) dt + l(\dot{v})$ permet de définir le comportement souhaité du robot lors de la marche, et peut par exemple intégrer la direction et la vitesse de la marche, ou encore inclure des critères d'optimalité tel que la minimisation des changements d'accélération du centre de masse, ou toute autre tâche définie dans le chapitre 1.

En pratique, résoudre un tel problème d'optimisation demande d'explorer l'espace infinie des trajectoires de c et p . Pour ce ramener à un problème d'optimisation discret et fini, on peut choisir d'imposer une structure à ces fonctions et de les représenter par exemple par des polynômes d'ordre fini ou encore de les discrétiser dans le temps.

Dans ce dernier cas, le problème devient:

$$\begin{aligned}
 & \underset{f, \dot{v}, \tau, c_0 \dots c_N, p_0 \dots p_N}{\text{minimiser}} && \sum_{k=0}^N L(c_k, p_k) + l(\dot{v}) \\
 & \text{tel que} && \forall k, \ddot{c}_k = \omega^2(c_k - p_k) & \text{(A)} \\
 & && \ddot{c}_0 = J_{com} \dot{v} + \dot{J}_{com} v & \text{(B)} \\
 & && M \dot{v} + h = J_c^\top f + S^\top \tau & \text{(C)} \\
 & && p_0 \in \mathcal{P} & \text{(D)}
 \end{aligned} \tag{5.2}$$

On peut remarquer que comme les variables c et p sont liés par l'équation différentielle du pendule inverse comme imposée par la contrainte (A), on peut déterminer la valeur de c à partir de la trajectoire de p et de condition initiale. Cette propriété est utilisée dans [Sherikov 2014], où le problème d'optimisation est formulé de manière analogue à (5.2) et où la trajectoire $c_0 \dots c_N$ ne fait pas directement partie des variables d'optimisation.

Notre approche se distingue par l'absence de discrétisation de la trajectoire $p_0 \dots p_N$. On se rapproche de la formulation (5.1) grâce à une formulation analytique du coût intégral $\int_0^T L(c(t), p(t)) dt$. Pour cela on suppose une évolution du centre de pression p affine et constante par morceaux. Grâce à cette formulation, le nombre de variables du problème se trouve fortement réduit.

La section 5.3.1 présente l'intégration de la dynamique du pendule inverse pour les phases de simples et doubles supports. À partir de formes analytiques ainsi obtenues et de tâches usuelles présentées dans le chapitre 1, la section 5.3.2 présente un ensemble de coûts quadratiques qui pondérés forment un critère à optimiser pour la génération de trajectoire de marche. La section 5.3.3 discute des couplages qui peuvent être identifiés entre la commande articulaire instantanée et l'évolution du centre de pression. Le problème complet est mis en équation en section 5.3.5. Finalement, la section 5.4 présente les résultats préliminaires obtenus en simulation à l'aide de ce générateur de marche.

5.3.1 Évolution du pendule inverse

Phase de simple support

La phase de simple support correspond au moment où le robot est en appui sur un seul pied. Le centre de pression est donc contraint par la surface du pied d'appui et devrait être le plus au centre pour assurer la plus grande stabilité. Si on suppose que le centre de pression p est constant, il est possible d'exprimer l'évolution du centre de masse analytiquement en résolvant l'équation différentielle ((1.4)) décrivant la dynamique du pendule inverse linéarisé:

$$c(t) = (c_0 - p) \cosh(\omega t) + \frac{1}{\omega} \dot{c}_0 \sinh(\omega t) + p \quad (5.3)$$

Avec c_0 et \dot{c}_0 les conditions initiales du CoM et de sa vitesse.

La vitesse du centre de masse s'obtient par dérivation:

$$\dot{c}(t) = \omega(c_0 - p) \sinh(\omega t) + \dot{c}_0 \cosh(\omega t) \quad (5.4)$$

Pour un temps fixé t , le CoM et sa vitesse s'expriment donc linéairement en fonction de leurs conditions initiales (c_0, \dot{c}_0) et de la position du point d'appui p :

$$\begin{bmatrix} c(t) \\ \dot{c}(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(\omega t) & \frac{1}{\omega} \sinh(\omega t) \\ \omega \sinh(\omega t) & \cosh(\omega t) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} c_0 \\ \dot{c}_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 - \cosh(\omega t) \\ -\omega \sinh(\omega t) \end{bmatrix} p \quad (5.5)$$

On notera:

$$\begin{bmatrix} c(t) \\ \dot{c}(t) \end{bmatrix} = \mathbf{S}_x(t) \begin{bmatrix} c_0 \\ \dot{c}_0 \end{bmatrix} + \mathbf{S}_u(t) p \quad (5.6)$$

Phase de double support

La phase de double support correspond au temps où le centre de pression est transféré du point d'appui précédent au suivant. Pendant cet intervalle, le centre de pression doit être dans l'enveloppe convexe formée par les deux pieds. Il est raisonnable d'imposer que cette transition soit affine (Figure 5.1), c'est-à-dire que le centre de pression suit une ligne droite en vitesse constante :

$$p(t) = p_0^* + \frac{(p_1^* - p_0^*)}{T_{ds}} t \quad (5.7)$$

où p_0^* est la position du dernier pied d'appui, p_1^* le prochain pied d'appui, et T_{DS} la durée de la phase de double support.

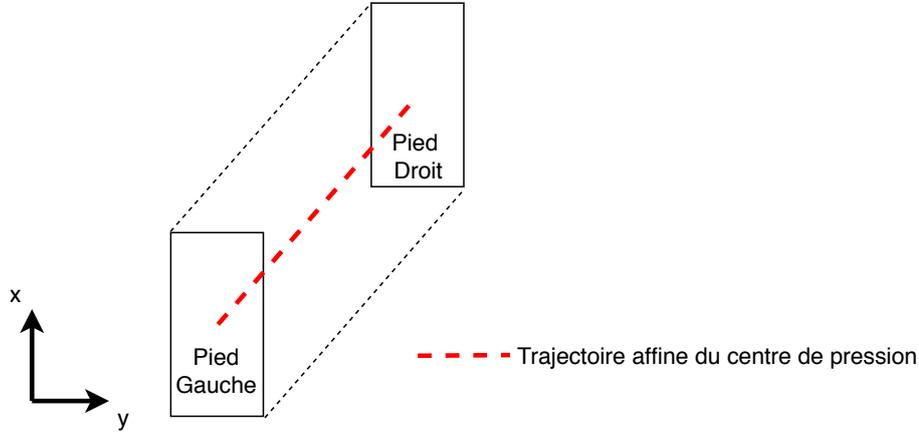


FIGURE 5.1 – Trajectoire affine du centre de pression en phase de double support

On remarque que $p(t)$ est alors une solution particulière de l'équation différentielle (1.4)

La solution est alors de la forme:

$$c(t) = (c_0 - p_0) \cosh(\omega t) + \frac{1}{\omega} (\dot{c}_0 - \dot{p}(t)) \sinh(\omega t) + p(t) \quad (5.8)$$

avec sa dérivée:

$$\dot{c}(t) = \omega(c_0 - p_0) \sinh(\omega t) + (\dot{c}_0 - \dot{p}(t)) \cosh(\omega t) + \dot{p}(t) \quad (5.9)$$

$$\begin{bmatrix} c(t) \\ \dot{c}(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cosh(\omega t) & \frac{1}{\omega} \sinh(\omega t) \\ \omega \sinh(\omega t) & \cosh(\omega t) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} c_0 \\ \dot{c}_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 - \cosh(\omega t) + \frac{1}{T_{DS}} (\frac{1}{\omega} \sinh(\omega t) - t) & \frac{1}{T_{DS}} (t - \frac{1}{\omega} \sinh(\omega t)) \\ -\omega \sinh(\omega t) + \frac{1}{T_{DS}} (\cosh(\omega t) - 1) & \frac{1}{T_{DS}} (1 - \cosh(\omega t)) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_0 \\ p_1 \end{bmatrix} \quad (5.10)$$

On notera:

$$\begin{bmatrix} c(t) \\ \dot{c}(t) \end{bmatrix} = D_x(t) \begin{bmatrix} c_0 \\ \dot{c}_0 \end{bmatrix} + D_u(t) \begin{bmatrix} p_0 \\ p_1 \end{bmatrix} \quad (5.11)$$

5.3.2 Formulation d'un coût quadratique

Finalement, en utilisant les matrices de transitions $S_x(t)$, $S_u(t)$, $D_x(t)$, $D_u(t)$, on est capable de prédire l'état futur du centre de masse en supposant qu'on enchaîne des phases de simple et double support de durée T_{SS} et T_{DS} connues. De plus cet état s'exprime comme une fonction linéaire des points d'appui p_0, p_1, \dots, p_n .

On est donc en mesure de poser un problème d'optimisation de la trajectoire du centre de masse dont les variables d'optimisation sont les positions des pieds.

Respecter les contraintes cinématiques

Le placement d'un pied est contraint par la position du pied d'appuis pour deux raisons. D'abord, il ne peut pas en être trop éloigné à cause de la chaîne cinématique liant les deux jambes. Ensuite pour éviter de croiser les pieds ou de les poser au même endroit (Figure 5.3). Dans cette analyse préliminaire, on choisit de formuler cette contrainte comme un coût quadratique:

$$\|p_{k+1} - p_k + (-1)^k \Delta_y\|^2 \quad (5.12)$$

Où Δ_y est un écart moyen entre pied gauche et pied droit, qui n'affecte que l'axe y . La figure 5.2 montre l'effet de ce coût quadratique.

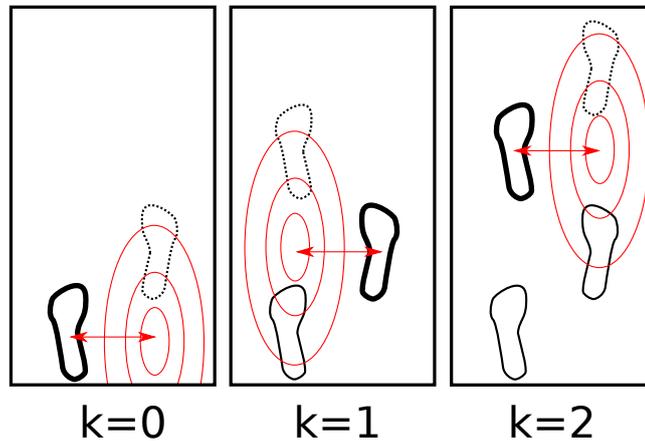


FIGURE 5.2 – Coût sur le placement des pieds

Suivre une vitesse de référence du centre de masse

La génération de marche est commandée par une vitesse de référence du centre de masse à suivre. On formule donc un coût sur le suivi de cette vitesse \dot{c}^* :

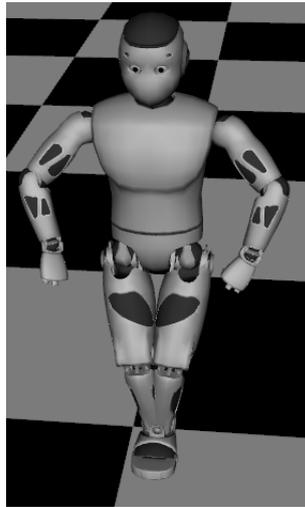


FIGURE 5.3 – Sans heuristiques ou contraintes sur le placement des pieds, l'optimum est aberrant

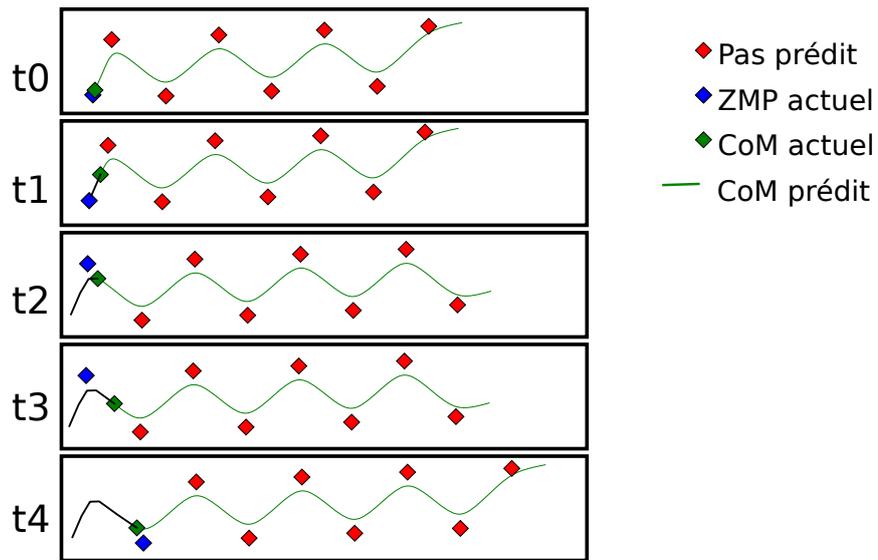


FIGURE 5.4 – Génération de position des pas par commande prédictive

$$\left\| \sum (\langle \dot{c} \rangle_k - \dot{c}^*) \right\|^2 \quad (5.13)$$

où $\langle \dot{c} \rangle_k$ représente la vitesse moyenne du centre de masse sur le k - ième pas complet. C'est une fonction linéaire de $p_0 \dots p_n$ obtenue grâce à l'intégration analytique de la dynamique du pendule inverse (5.6), (5.11).

Au pas k , la vitesse moyenne est obtenue grâce à la mesure déplacement du

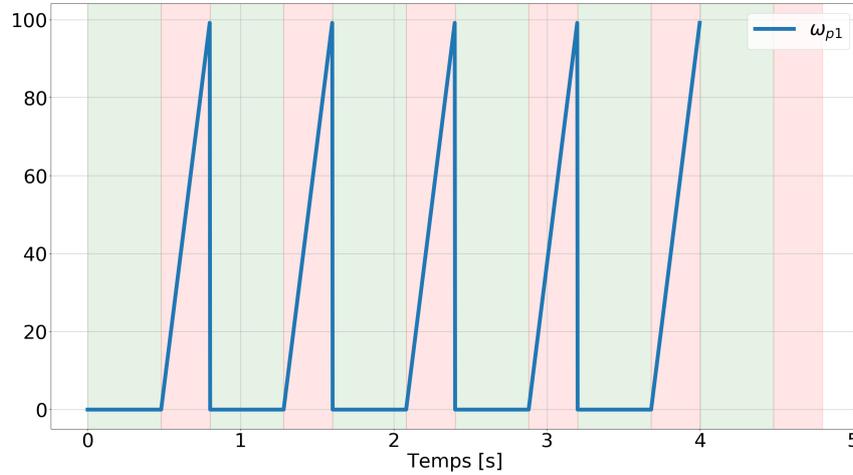


FIGURE 5.5 – Évolution de la pondération du coût sur le placement du prochain point d'appui p_1^*

centre de masse:

$$\langle \dot{c} \rangle_k = \frac{1}{T_{ds} + T_{ss}} (c_{k+1} - c_k) \quad (5.14)$$

où c_k et c_{k+1} sont la position du centre de masse en début et fin de pas, exprimé comme des fonctions linéaires des variables d'optimisation $p_0 \dots p_n$ (5.6), (5.11).

Notons qu'en général, pour la première phase $k = 0$, une partie du pas à déjà été exécuté. Aussi c_0 n'est pas une fonction des variables d'optimisation, mais une mise en mémoire de la position du centre de masse au commencement du pas courant.

Centre de pression proche du point d'appui actuel

Il n'est pas possible de choisir arbitrairement la position du pied d'appuis actuel puisqu'il est déjà en contact sans glissement avec le sol. Par contre le centre de pression est lui libre et contraint par la surface de la semelle. Encore une fois, on choisit d'exprimer cette contrainte par un coût quadratique :

$$\|p_0 - p_0^*\|^2 \quad (5.15)$$

où p_0^* correspond à la position du pied d'appui, et p_0 au centre de pression.

Pénaliser les changements du prochain point d'appui

Il est important de pénaliser les changements de la prochaine position du point d'appui à mesure qu'on avance dans la phase de simple support. Des changements en fin de phase se traduiraient par des accélérations trop importantes. La pondération

du coût est alors une fonction du temps, comme l'illustre la figure 5.5, et la référence p_1^* est choisie comme la dernière solution avant que la phase ne puisse plus être adaptée.

$$\|p_1 - p_1^*\|^2 \quad (5.16)$$

5.3.3 Couplage corps complet et variable MPC

Pour que la marche puisse être réactive, il faut qu'il existe un couplage entre la commande instantanée du corps complet et le placement des points d'appui sur l'horizon futur. Un premier couplage des deux problèmes s'opère au niveau de l'accélération du centre de masse. Les accélérations articulaires instantanées doivent donner une accélération du centre de masse en accord avec le modèle du pendule inverse linéarisée utilisée pour la partie MPC.

Un deuxième couplage existe pendant la phase adaptative du simple support. En effet l'accélération du pied de vol est dépendante de sa position d'atterrissage p_1 . Pour que cette dépendance s'exprime de façon linéaire, on choisit une trajectoire du pied de vol polynomiale selon les deux directions horizontales.

5.3.4 Trajectoire adaptative du pied de vol

La trajectoire du pied de vol doit pouvoir être recalculée en ligne et s'adapter à un changement d'objectif final puisque le point d'atterrissage peut changer. Elle doit aussi s'adapter à une position actuelle potentiellement différente du plan initial. On choisit une trajectoire du pied de vol $p dv$ qui dépend linéairement du point d'atterrissage.

Pour les besoins de la commande prédictive, on définit le temps $t = 0$ comme l'instant présent, qui peut donc correspondre à n'importe quel temps dans la phase de vol. On définit aussi le temps t_{fin} comme le temps restant avant la fin de la phase de vol.

En prenant un polynôme d'ordre 5:

$$p dv(t) = X_0 + X_1 t + X_2 t^2 + X_3 t^3 + X_4 t^4 + X_5 t^5 \quad (5.17)$$

dont les coefficients sont déduits des contraintes sur la trajectoire:

- Position actuelle $p dv(t = 0) = p dv^*$
- Vitesse actuelle $\dot{p} dv(t = 0) = \dot{p} dv^*$
- Accélération actuelle $\ddot{p} dv(0) = \ddot{p} dv^*$
- Position finale $p dv(t = t_{fin}) = p_1^*$
- Vitesse finale $\dot{p} dv(t = t_{fin}) = 0$
- Accélération finale $\ddot{p} dv(t = t_{fin}) = 0$

on peut écrire les coefficients X_i du polynôme $p dv(t)$ comme une fonction linéaire de p_1^*

$$X_i = a_i p_1^* + b_i \quad (5.18)$$

ou les coefficients a_i et b_i sont des fonctions de l'état courant du pied de vol ($p dv^*$,

$p\dot{d}v^*$, $p\ddot{d}v^*$) et de l'avancement dans la phase de vol.

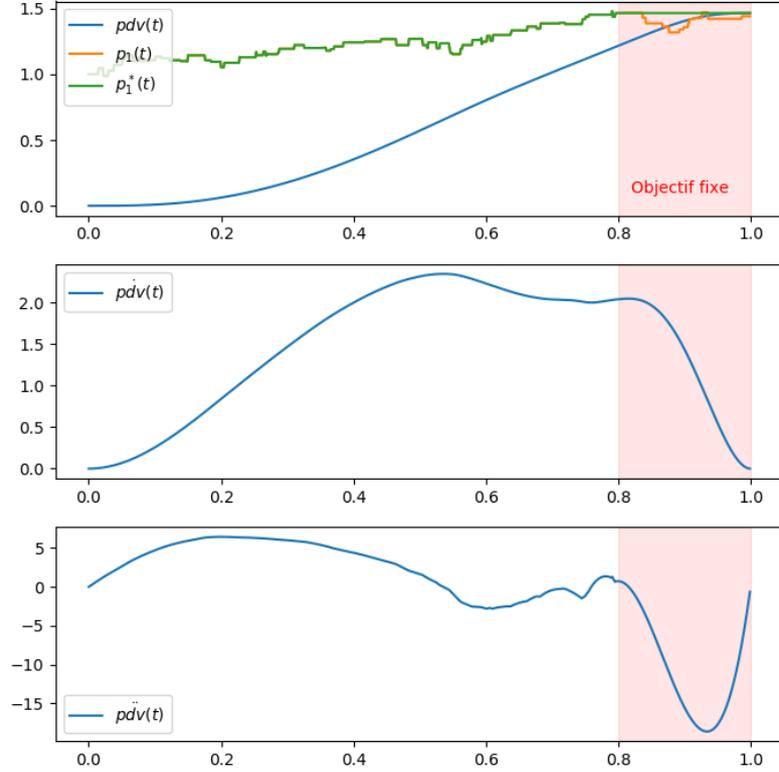


FIGURE 5.6 – Trajectoire adaptative du pied, simulation avec p_1 suivant une marche aléatoire. À partir de $t=0.8$, la destination $p_1^*(t)$ est gardée constante pour limiter les accélérations.

5.3.5 Formulation du problème couplé

Dans cette première implémentation, on choisit d'utiliser une cinématique inverse du deuxième ordre au lieu de la dynamique inverse de l'équation 5.2. Les variables d'optimisation sont donc $p_0 \dots p_n$ et \dot{v} . La variable p_0 étant le centre de pression actuel, $p_1 \dots p_n$ les n prochaines positions des pas et \dot{v} les accélérations articulaires.

$$\begin{aligned}
 \underset{x}{\text{minimiser}} \quad & \|Ax - a\|^2 \\
 \text{tel que} \quad & J_{com}\dot{v} - \dot{J}_{com}v = \alpha_{com}p_0 + \beta_{com}p_1 + \gamma_{com} \\
 & J_{pdv}\dot{v} - \dot{J}_{pdv}v = \beta_{pdv}p_1 + \gamma_{pdv} \\
 & J_{pda}\dot{v} - \dot{J}_{pda}v = 0
 \end{aligned} \tag{5.19}$$

où J_{pdv} correspond à la jacobienne du pied de vol et J_{pda} à celle du pied d'appuis. Ces jacobiennes sont celles du pied droit ou gauche alternativement. Pendant la phase

de double support, β_{pdv} et γ_{pdv} sont nuls et les deux contraintes correspondent aux contacts fixes.¹

La matrice A et le vecteur a représentent l'ensemble des coûts quadratiques (5.12), (5.15), (5.16), (5.13), pondéré respectivement par ω_{pp} , ω_{p0} , ω_{p1} , ω_{vel} .

5.4 Résultats

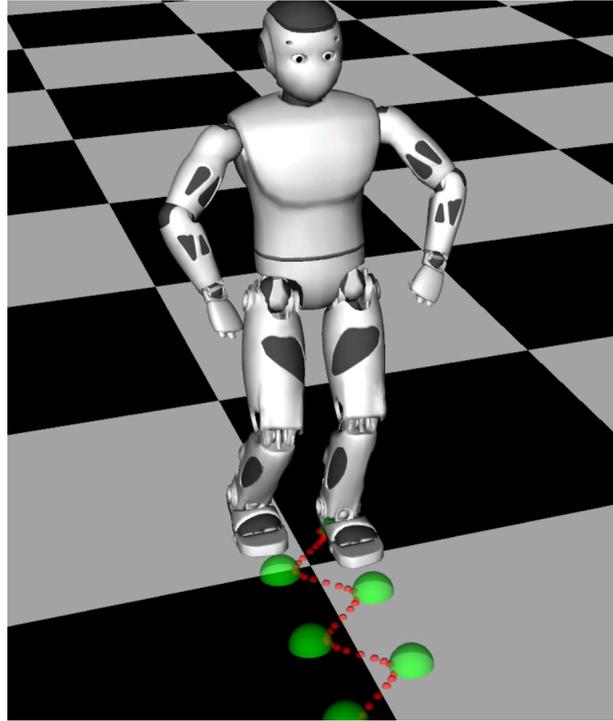
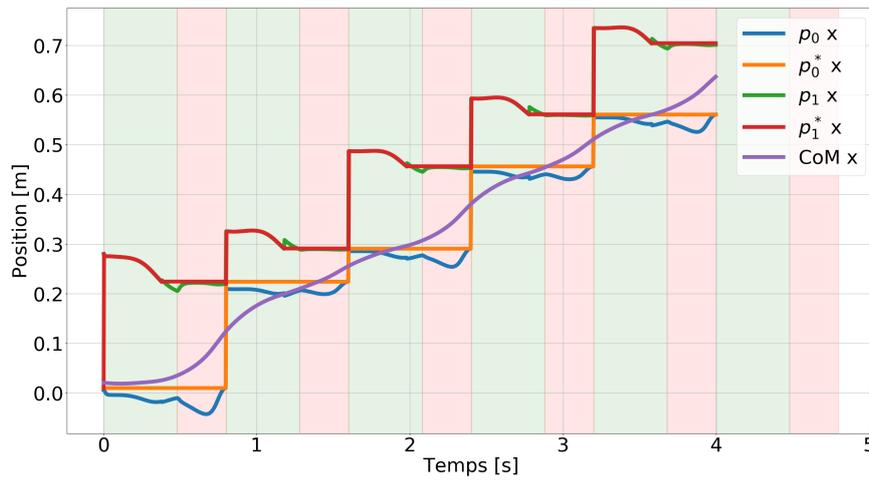


FIGURE 5.7 – Environnement de simulation avec commande au joystick de la marche du robot Roméo.

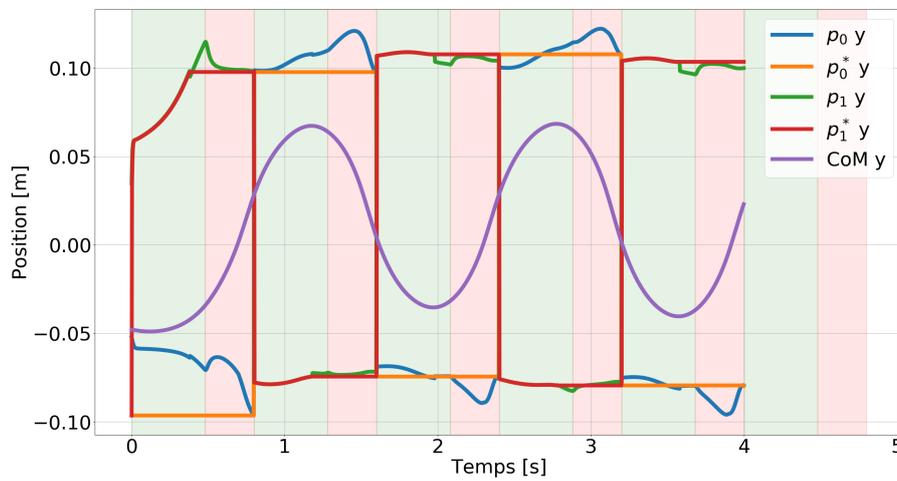
Cette approche permet bien de coupler le problème de suivi instantané du centre de pression et de commande du pied de vol avec le placement des pas prochains. Les temps de calcul pour un horizon de 4 pas sont largement compatibles avec une implémentation temps réel, avec une résolution de moins de $100\mu s$. Une version de ce générateur de marche implémenté en python a permis de tester sa réactivité avec une commande de type joystick, en affichant le robot et sa trajectoire future dans un environnement 3d (figure 5.7). L'ensemble des codes sources est libre et disponible à l'adresse <https://github.com/thomasfla/minimal-pg>.

La figure 5.8 montre l'évolution des variables du centre de pression p_0 , du centre du pied p_0^* , de la position du centre de pression prédit en fin de pas p_1 et du prochain pas désiré p_1^* pour une simulation du contrôleur. La vitesse de référence du centre

1. En simulation, on applique une légère correction proportionnelle dérivée pour s'assurer que la vitesse soit nulle et la position fixe malgré de faibles erreurs d'intégration numériques.



(a) Plan sagittal



(b) Plan frontal

FIGURE 5.8 – Évolutions du centre de masse et du centre de pression résultant du générateur de marche par commande prédictive.

TABLE 5.1 – Paramètres du générateur de marche par commande prédictive

| Symbole | Signification | Valeur |
|---------------------|---|-----------|
| N_{step} | Nombre de pas sur l'horizon | 4 |
| T_{ss} | Durée d'une phase de simple support | 0.7 s |
| T_{ds} | Durée d'une phase de double support | 0.1 s |
| dt | Durée d'un cycle de contrôle | 2.333 ms |
| ω_{pp} | Pondération: coût entre p_k et p_{k+1} | x:20 y:30 |
| ω_{p0} | Pondération: coût sur le centre de pression | 10 |
| ω_{p1}^{max} | Pondération maximale: coût prochain point d'appui | 100 |
| ω_{vel} | Pondération: coût entre p_k et p_{k+1} | 5 |
| Δ_y | Espacement moyen des pieds dans le plan frontal | 20 cm |

de masse est de $0.2m/s$ selon le plan sagittal. Les paramètres du contrôleur sont rapportés dans le tableau 5.1.

Ce type d'approche permet d'effectuer une rétroaction des informations capteurs sur les instances les plus hauts niveaux, ici la génération de motif de marche. Elle va donc dans le sens des développements de cette thèse qui prône un besoin de commande globale et couplée.

Néanmoins, cette méthode souffre de nombreuses limitations discutées ci-après. Les développements se sont arrêtés à des niveaux préliminaires pour deux raisons. L'équipe Gepetto du LAAS CNRS soutenant des méthodes plus générales comme la formulation d'un contrôleur DDP temps réel incluant l'optimisation des points de contact pour des environnements 3d.

Deuxièmement, il s'est fait ressentir le besoin de développer les autres composantes de la boucle de contrôle tel que l'estimation présentée au chapitre 2 et le contrôle bas niveau, rapporté au chapitre 3, de la plate-forme HRP-2, jusqu'alors commandée en position avec un stabilisateur fermé.

5.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté un générateur de marche par commande prédictive original. On s'est efforcé de formuler un problème d'optimisation en faible dimension pour être compatible avec une exécution en temps réel sur un robot réel. La formulation proposée permet de résoudre à la fois la commande instantanée du corps complet ainsi que l'évolution de la dynamique approximée par un modèle simplifié tel que le pendule inverse. L'intégration des équations différentielles du pendule inverse nous permet de formuler analytiquement les coûts sur la trajectoire du centre de masse et donc de s'affranchir d'une discrétisation temporelle.

Bien que prometteuse, cette méthode souffre de limitations liées aux hypothèses qui rendent le problème linéaire et de faible dimension. D'abord, les temps des phases de simples et doubles supports sont fixés et ne peuvent pas être optimisés. Il a été montré que la capacité à optimiser la durée des pas est importante pour la

marche bipède [Koolen 2012]. Un contournement possible de cette limitation pourrait être envisagé en résolvant plusieurs problèmes d'optimisation avec un jeu discret de durée de pas et de choisir parmi les différentes solutions. Comme la résolution pour plusieurs temps de phase différents est indépendante, elle pourrait être calculée en parallèle sans grandement affecter les performances. D'autres approches permettent d'optimiser le temps de vol du pas courant tout en gardant le système linéaire [Khadij 2016], une telle formulation pourrait être combinée au générateur de marche développé dans ce chapitre.

Ensuite, l'orientation du robot est gardée constante ce qui permet de découpler la dynamique du plan sagittal de celle du plan coronal. L'orientation pourrait être choisie par une commande haut niveau, par une heuristique sur la direction de la vitesse, ou même être optimisée. Comme l'orientation introduit une non-linéarité, comme pour la durée de pas, il pourrait être envisageable de l'optimiser sur un panel d'orientations possibles.

Finalement, les pondérations demandent un certain effort de réglage pour produire des mouvements réalisables et sans collisions. Certains coûts comme le placement des pieds ou les limites de centre de pression devraient être formulés comme des contraintes d'inégalités.

Comme travail futur, on peut imaginer étendre une version de ce contrôleur à la dynamique centroïdale du quatrième ordre pour profiter des avantages du contrôleur présenté au chapitre 4, pour l'équilibre d'un robot en contact flexible avec son environnement. Il est en effet possible d'appliquer la même méthodologie d'intégration analytique aux dérivées plus élevées du centre de masse.

Conclusion

Bilan

Dès le départ de cette thèse, notre objectif a été d'étudier les méthodes qui permettraient de concilier les modèles, très efficaces, utilisés par les planificateurs pour construire des mouvements complexes en simulation, avec les boucles d'asservissement qui permettent de faire bouger le robot réel. Elle part du constat qu'il y a un décalage entre ces planificateurs dont les modèles supposent qu'il sera possible de choisir précisément les efforts que chaque moteur applique, et les asservissements des motoréducteurs réels qui permettent avant tout de contrôler la position.

Nos contributions se sont articulées autour de deux idées principales. D'une part, il est nécessaire de concevoir l'ensemble de la chaîne méthodologique de génération de mouvement (planificateur, contrôleurs, asservissement) comme un contrôleur dont les propriétés de rétroaction doivent être étudiées dans leur ensemble. D'autre part, contrôler directement les efforts exercés par chaque moteur, avec un asservissement en couple plutôt qu'en position, permet de gérer plus efficacement l'équilibre de la marche des robots, et est la seule solution pour créer un chaînon théoriquement bien posé entre les asservissements et les planificateurs.

Les robots marcheurs sont souvent contrôlés en résolvant une suite de problèmes découplés et cascades tels que la perception, la planification de trajectoire, la commande corps complet et l'asservissement articulaire. La rétroaction se faisant au niveau articulaire en position et en concurrence de la commande du corps complet pour le retour de force de contact.

Dans cette thèse, nous avons au contraire montré que le schéma entier doit être considéré comme un contrôleur, et qu'il est important de concevoir la rétroaction tant au niveau de la planification (génération de consigne, prise de décision d'équilibre ou de marche, mouvement corps complet) qu'au niveau des asservissements.

Pour cela, nous avons entamé le développement d'une chaîne complète de contrôle d'équilibre, avec 3 contributions techniques principales.

D'abord, l'importance pour toute rétroaction d'une estimation d'état rapide, précise et stable a motivé le développement de deux estimateurs de la base d'un robot fusionnant données cinématiques, forces de contact et mesures inertielles. Ces estimateurs simples ont été testés et validés dans des cas réalistes de marche et d'équilibre avec le robot HRP-2.

Ensuite, nous avons développé un asservissement en couple d'HRP-2. Pour cela, la structure du robot HRP-2 a été modifiée pour inclure des mesures de courants moteurs. Ces derniers ont permis d'identifier des modèles d'actionnement et d'implémenter une commande en couple des articulations des jambes. Un contrôleur en dynamique inverse dans l'espace des tâches a permis d'introduire une rétroaction directement au niveau du corps complet.

Les résultats expérimentaux de cette stratégie de commande ont mis en évidence

l'importance de modéliser et contrôler la dynamique des flexibilités aux contacts. Ce constat a motivé la formulation d'un contrôleur de l'équilibre par retour d'état centroïdal du quatrième ordre, ainsi qu'une comparaison théorique et en simulation de ces performances par rapport à d'autres méthodes de l'état de l'art.

Nous avons terminé cette thèse en proposant un générateur de marche par commande prédictive résolvant en même temps, mais de manière linéaire, le mouvement (instantané) du corps complet et la trajectoire future du centre de masse. Une interpolation analytique de la dynamique du centre de masse pour un centre de pression constant permet une résolution rapide compatible avec une boucle de contrôle à 1kHz.

Perspectives

Pour poursuivre cette étude, plusieurs travaux peuvent être menés.

La stabilisation du robot HRP-2 grâce au contrôleur de dynamique inverse intégrant un modèle de la flexibilité est une priorité. Si les résultats théoriques et obtenus en simulations sont encourageants, seule des expérimentations sur la plate-forme permettront de valider la méthode.

La comparaison expérimentale des deux estimateurs de la base rapportée ici pourrait être étendue à la méthode EKF afin de quantifier la perte de performance potentiellement induite par le découplage entre l'orientation et la position.

La formulation du générateur de marche réactive manque encore de validations dans un environnement de simulation réaliste. De plus, la méthode pourrait être étendue à la quatrième dérivée du centre de masse pour être compatible avec le contrôleur sur contacts flexibles.

Vision

Plusieurs constats ont pu être faits pendant ces trois années, à force d'expérimentation sur une plate-forme physique imparfaite.

La communauté robotique est aujourd'hui fortement segmentée. La spécialisation en sous-disciplines rend le dialogue difficile et est parfois source d'incompréhensions.

La recherche expérimentale et technique devrait être revalorisée. En effet, c'est non seulement elle qui permet de valider une théorie ou une méthode, mais c'est aussi elle la plus à même de poser les problématiques pertinentes.

Pour répondre à des problématiques telles que le contrôle d'un système complexe, il faut avoir une connaissance et un accès total à la plate-forme, son logiciel et ses constituants mécatroniques.

Il existe un réel besoin de comparaison expérimentale d'approches concurrentes. Si des comparaisons existent, elles se font à la fois sur le système physique et sur la méthode. En effet, peu d'équipes possèdent les mêmes robots, et ré implémenter et évaluer d'autres approches est un travail colossal et peu valorisé.

Un moyen de réunir les différentes communautés robotique pourrait être de s'approprier nos plates-formes et être acteur de leurs conceptions. Pour que le travail de recherche soit complet, il serait peut-être plus pertinent de travailler avec des robots plus simples, au design modulaire et facilement améliorable.

Adopter des approches de co design [Hutter 2013] en optimisant la structure mécatronique en même temps que celle d'un contrôleur, justifie pleinement la collaboration des experts du design, de la commande et de l'optimisation numérique. Les équipes de perception aussi doivent être impliquées dans le design et le contrôle par les choix des capteurs et de la dynamique des structures sur lesquelles ils sont attachés.

Les travaux techniques et expérimentaux doivent être valorisés en encourageant leur publication. Les ressources devraient être partagée librement entre les groupes de robotique sous forme d'open source et d'open hardware. Les échecs devraient être documentés comme les réussites, sous forme de rapports expérimentaux par exemple.

Jamais les technologies nécessaires à la construction d'un robot n'ont été aussi accessibles et disponibles. On peut par exemple citer les nouveaux moteurs sans balais développés pour le modélisme et la robotique aérienne. Ces progrès sont d'ailleurs accompagnés par des projets, ouverts tant du côté du logiciel que du matériel, de carte de contrôle implémentant des algorithmes de commande vectorielle [Weigl 2016, Katz 2018].

De nouveaux capteurs, toujours plus précis et intégrés, font leurs apparitions. Centrale inertielle, télémètre à temps de vol, caméra RGB-D, LIDAR, etc. deviennent des composants standards et disponibles.

Les procédés de fabrications additives permettent des design structurels plus légers et personnalisés. L'impression 3D plastique est largement démocratisée, et l'impression de métaux gagne déjà les secteurs industriels.

Grâce à toutes ces conditions, des amateurs commencent à concevoir des robots marcheurs impressionnants [Li 2016, Bruton 2018].

L'avenir de la recherche en robotique semble prometteur. Le partage d'expérience et de ressources, la simplification des étapes de design grâce aux technologies émergentes et le rapprochement des équipes de conception, de commande et de perception seront sûrement les éléments moteurs pour reproduire et dépasser les résultats obtenus par des groupes privés.

Bibliographie

- [Alfayad 2011] 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 page 3.)
- [Azad 2015] Morteza Azad et Michael N. Mistry. *Balance control strategy for legged robots with compliant contacts*. *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 2015-June, no. June, pages 4391–4396, 2015. (Cité en pages 66, 74, 75 et 84.)
- [Benallegue 2015a] Mehdi Benallegue et Florent Lamiroux. *Estimation and Stabilization of Humanoid Flexibility Deformation Using Only Inertial Measurement Units and Contact Information*. *International Journal of Humanoid Robotics*, vol. 13, no. 3, pages 1550025:1–20, 2015. (Cité en pages 28 et 34.)
- [Benallegue 2015b] Mehdi Benallegue, Alexis Mifsud et Florent Lamiroux. *Fusion of force-torque sensors, inertial measurements units and proprioception for a humanoid kinematics-dynamics observation*. Dans *IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots (Humanoids)*, 2015. (Cité en page 28.)
- [Bloesch 2012] Michael Bloesch, Marco Hutter, Mark Hoepflinger, Stefan Leutenegger, Christian Gehring, C. David Remy et Roland Siegwart. *State Estimation for Legged Robots - Consistent Fusion of Leg Kinematics and*. Dans *Robotics: Science and Systems (RSS)*, 2012. (Cité en pages 28, 34, 41 et 43.)
- [Boaventura 2012] Thiago Boaventura, Claudio Semini, Jonas Buchli, Marco Frigerio, Michele Focchi et Darwin G. Caldwell. *Dynamic torque control of a hydraulic quadruped robot*. *2012 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 1889–1894, may 2012. (Cité en pages 65 et 91.)
- [Bretl 2005] Timothy Wolfe Bretl. *Multi-step motion planning: Application to free-climbing robots*. Citeseer, 2005. (Cité en page 2.)
- [Bruton 2018] James Bruton. *openDog Dog Robot 1 | Planning and Explanation - YouTube*. https://www.youtube.com/watch?v=0BoPoWF_FwY, 2018. (Accessed on 07/29/2018). (Cité en page 111.)
- [Camacho 2013] Eduardo F Camacho et Carlos Bordons Alba. *Model predictive control*. Springer Science & Business Media, 2013. (Cité en page 94.)
- [Carpentier 2016] Justin Carpentier, Steve Tonneau, Maximilien Naveau, Olivier Stasse et Nicolas Mansard. *A versatile and efficient pattern generator for generalized legged locomotion*. Dans *Robotics and Automation (ICRA), 2016 IEEE International Conference on*, pages 3555–3561. IEEE, 2016. (Cité en pages 2 et 47.)
- [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 page 2.)
- [Carpentier 2018] Justin Carpentier, Florian Valenza, Nicolas Mansard *et al.* *Pinocchio: fast forward and inverse dynamics for poly-articulated systems*. <https://stack-of-tasks.github.io/pinocchio>, 2015–2018. (Cité en pages 11 et 57.)
- [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 2.)
- [Dai 2014] Hongkai Dai, Andrés Valenzuela et Rus Tedrake. *Whole-body motion planning with simple dynamics and full kinematics*. Rapport technique, MASSACHUSETTS INST OF TECH CAMBRIDGE COMPUTER SCIENCE AND ARTIFICIAL INTELLIGENCE LAB, 2014. (Cité en page 3.)
- [Dallali 2014] Houman Dallali, Gustavo A Medrano-cerda, Michele Focchi, Thiago Boaventura, Marco Frigerio, Claudio Semini, Jonas Buchli et Darwin G Caldwell. *On Use of Positive Feedback for Improved Torque Control*. Rapport technique, 2014. (Cité en page 91.)
- [Davison 2007] Andrew J Davison, Ian D Reid, Nicholas D Molton et Olivier Stasse. *MonoSLAM: Real-time single camera SLAM*. IEEE Transactions on Pattern Analysis & Machine Intelligence, no. 6, pages 1052–1067, 2007. (Cité en page 2.)
- [Del Prete 2015] Andrea Del Prete, Francesco Nori, Giorgio Metta et Lorenzo Natale. *Prioritized motion–force control of constrained fully-actuated robots: “Task Space Inverse Dynamics”*. Robotics and Autonomous Systems, vol. 63, pages 150–157, 2015. (Cité en pages 6 et 17.)
- [Del Prete 2016a] Andrea Del Prete et Nicolas Mansard. *Robustness to Joint-Torque Tracking Errors in Task-Space Inverse Dynamics*. IEEE Transaction on Robotics, vol. 32, no. 5, pages 1091 – 1105, 2016. (Cité en pages 3, 31 et 40.)
- [Del Prete 2016b] 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, 2016. (Cité en pages 6, 48, 49, 73 et 74.)
- [Del Prete 2018] Andrea Del Prete. *Joint Position and Velocity Bounds in Discrete-Time Acceleration / Torque Control of Robot Manipulators*. IEEE Robotics and Automation Letters, vol. 3, no. 1, 2018. (Cité en page 71.)
- [Dimitrov 2008] Dimitar Dimitrov, Pierre-Brice Wieber, Hans Joachim Ferreau et Moritz Diehl. *On the implementation of model predictive control for on-line*

- walking pattern generation*. Dans Robotics and Automation, 2008. ICRA 2008. IEEE International Conference on, pages 2685–2690. IEEE, 2008. (Cité en page 94.)
- [Englsberger 2011] Johannes Englsberger, Christian Ott, Máximo A Roa, Alin Albu-Schäffer et Gerhard Hirzinger. *Bipedal walking control based on capture point dynamics*. Dans Intelligent Robots and Systems (IROS), 2011 IEEE/RSJ International Conference on, pages 4420–4427. IEEE, 2011. (Cité en page 50.)
- [Englsberger 2014] Johannes Englsberger, 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 page 48.)
- [Englsberger 2015] Johannes Englsberger, Christian Ott et Alin Albu-Schäffer. *Three-Dimensional Bipedal Walking Control Based on Divergent Component of Motion*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 31, no. 2, pages 355–368, 2015. (Cité en pages 65 et 66.)
- [Escande 2013] Adrien Escande, Abderrahmane Kheddar et Sylvain Miossec. *Planning contact points for humanoid robots*. Robotics and Autonomous Systems, vol. 61, no. 5, pages 428–442, 2013. (Cité en page 2.)
- [Escande 2014] Adrien Escande, Nicolas Mansard et Pierre-Brice Wieber. *Hierarchical quadratic programming: Fast online humanoid-robot motion generation*. The International Journal of Robotics Research, vol. 33, no. 7, pages 1006–1028, 2014. (Cité en page 15.)
- [Fallon 2015] Maurice F. Fallon, Matthew Antone, Nicholas Roy et Seth Teller. *Drift-free humanoid state estimation fusing kinematic, inertial and LIDAR sensing*. Dans IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots, volume 2015-Febru, pages 112–119, nov 2015. (Cité en page 28.)
- [Faraji 2015] S Faraji, L Colasanto et A J Ijspeert. *Practical considerations in using inverse dynamics on a humanoid robot: Torque tracking, sensor fusion and Cartesian control laws*. Dans IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems, pages 1619–1626, 2015. (Cité en page 28.)
- [Featherstone 2014] Roy Featherstone. Rigid body dynamics algorithms. Springer, 2014. (Cité en page 10.)
- [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 IEEE International Conference on Humanoid Robots (Humanoids), pages 889–895, 2017. (Cité en pages 28, 80, 82 et 84.)

- [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 page 4.)
- [Gassmann 2005] B Gassmann, F Zacharias, J M Zollner et R Dillmann. *Localization of Walking Robots*. Dans IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pages 1471–1476, 2005. (Cité en page 28.)
- [Henze 2016] Bernd Henze, Máximo A Roa et Christian Ott. *Passivity-based whole-body balancing for torque-controlled humanoid robots in multi-contact scenarios*. The International Journal of Robotics Research, vol. 35, no. 12, pages 1522–1543, 2016. (Cité en pages 17 et 28.)
- [Herdt 2010] Andrei Herdt, Holger Diedam, Pierre-Brice Wieber, Dimitar Dimitrov, Katja Mombaur et Moritz Diehl. *Online walking motion generation with automatic footstep placement*. Advanced Robotics, vol. 24, no. 5-6, pages 719–737, 2010. (Cité en pages 2 et 95.)
- [Herzog 2014] Alexander Herzog, Ludovic Righetti, Felix Grimmering, Peter Pastor et Stefan Schaal. *Balancing experiments on a torque-controlled humanoid with hierarchical inverse dynamics*. Dans Intelligent Robots and Systems (IROS 2014), 2014 IEEE/RSJ International Conference on, pages 981–988. IEEE, 2014. (Cité en page 17.)
- [Herzog 2016] Alexander Herzog, Nicholas Rotella, Sean Mason, Felix Grimmering, Stefan Schaal et Ludovic Righetti. *Momentum control with hierarchical inverse dynamics on a torque-controlled humanoid*. Autonomous Robots, vol. 40, no. 3, pages 473–491, 2016. (Cité en pages 65, 66 et 72.)
- [Hirukawa 2004] Hirohisa Hirukawa, Fumio Kanehiro, Kenji Kaneko, Shuuji Kajita, Kiyoshi Fujiwara, Yoshihiro Kawai, Fumiaki Tomita, Shigeoki Hirai, Kazuo Tanie, Takakatsu Isozumi et al. *Humanoid robotics platforms developed in HRP*. Robotics and Autonomous Systems, vol. 48, no. 4, pages 165–175, 2004. (Cité en page 3.)
- [Hutter 2013] Marco Hutter. *StarLETH & Co.: Design and control of legged robots with compliant actuation*. PhD thesis, ETH Zurich, 2013. (Cité en page 111.)
- [Huynh 2009] Du Q Huynh. *Metrics for 3D rotations: Comparison and analysis*. Journal of Mathematical Imaging and Vision, vol. 35, no. 2, pages 155–164, 2009. (Cité en page 16.)
- [Hyon 2007] Sang-Ho Hyon, Joshua G Hale et Gordon Cheng. *Full-body compliant human–humanoid interaction: balancing in the presence of unknown external forces*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 23, no. 5, pages 884–898, 2007. (Cité en page 17.)
- [Ijspeert 2008] Auke Jan Ijspeert. *Central pattern generators for locomotion control in animals and robots: a review*. Neural networks, vol. 21, no. 4, pages 642–653, 2008. (Cité en page 1.)
- [Johnson 2015] Matthew Johnson, Brandon Shrewsbury, Sylvain Bertrand, Tingfan Wu, Daniel Duran, Marshall Floyd, Peter Abeles, Douglas Stephen, Nathan

- Mertins, Alex Lesman, John Carff, William Rifenburgh, Pushyami Kaveti, Wessel Straatman, Jesper Smith, Maarten Griffioen, Brooke Layton, Tomas de Boer, Twan Koolen, Peter Neuhaus et Jerry Pratt. *Team IHMC's Lessons Learned from the DARPA Robotics Challenge Trials*. Journal of Field Robotics, vol. 32, no. 2, pages 192–208, 2015. (Cité en page 28.)
- [Kajita 2003] Shuuji Kajita, Fumio Kanehiro, Kenji Kaneko, Kiyoshi Fujiwara, Kensuke Harada, Kazuhito Yokoi et Hirohisa Hirukawa. *Biped walking pattern generation by using preview control of zero-moment point*. Dans Robotics and Automation, 2003. Proceedings. ICRA'03. IEEE International Conference on, volume 2, pages 1620–1626. IEEE, 2003. (Cité en pages 14 et 95.)
- [Kajita 2005] Shuuji Kajita, Takashi Nagasaki, Kenji Kaneko, Kazuhito Yokoi et Kazuo Tanie. *A running controller of humanoid biped HRP-2LR*. Dans Robotics and Automation, 2005. ICRA 2005. Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on, pages 616–622. IEEE, 2005. (Cité en page 47.)
- [Kajita 2010] S. Kajita, M. Morisawa, K. Miura, S. Nakaoka, K. Harada, K. Kaneko, F. Kanehiro et K. Yokoi. *Biped walking stabilization based on linear inverted pendulum tracking*. Dans Intelligent Robots and Systems (IROS), pages 4489–4496, Oct 2010. (Cité en pages 65 et 66.)
- [Kajita 2014] Shuuji Kajita, Hirohisa Hirukawa, Kensuke Harada et Kazuhito Yokoi. Introduction to humanoid robotics, volume 101. Springer, 2014. (Cité en page 14.)
- [Kaneko 2004] K. Kaneko, F. Kanehiro, S. Kajita, H. Hirukawa, T. Kawasaki, M. Hirata, K. Akachi et T. Isozumi. *Humanoid Robot HRP-2*. Dans IEEE/RAS Int. Conf. on Robotics and Automation (ICRA), pages 1083–1090, 2004. (Cité en page 50.)
- [Kato 1973] Ichiro Kato. *Development of WABOT 1*. Biomechanism, vol. 2, pages 173–214, 1973. (Cité en page 12.)
- [Katz 2018] B. Katz. *BuildIts in Progress: Small motor controller with integrated position sensor*. <https://build-its-inprogress.blogspot.com/2018/02/small-motor-controller-with-integrated.html>, 2018. (Accessed on 07/27/2018). (Cité en page 111.)
- [Khadiv 2016] Majid Khadiv, Alexander Herzog, S Ali A Moosavian et Ludovic Righetti. *Step timing adjustment: A step toward generating robust gaits*. Dans Humanoid Robots (Humanoids), 2016 IEEE-RAS 16th International Conference on, pages 35–42. IEEE, 2016. (Cité en page 107.)
- [Khatib 2004] Oussama Khatib, Luis Sentis, Jaeheung Park et James Warren. *Whole-body dynamic behavior and control of human-like robots*. International Journal of Humanoid Robotics, vol. 1, no. 01, pages 29–43, 2004. (Cité en page 15.)
- [Koenemann 2015] A Koenemann, A Del Prete, Y Tassa, E Todorov, O Stasse, M Bennewitz et N Mansard. *Experiments with MuJoCo on HRP-2*. Dans

- IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2015), 2015. (Cité en page 3.)
- [Koolen 2012] Twan Koolen, Tomas De Boer, John Rebula, Ambarish Goswami et Jerry Pratt. *Capturability-based analysis and control of legged locomotion, Part 1: Theory and application to three simple gait models*. The International Journal of Robotics Research, vol. 31, no. 9, pages 1094–1113, 2012. (Cité en page 107.)
- [Kudruss 2015] Manuel Kudruss, Maximilien Naveau, Olivier Stasse, Nicolas Mansard, Christian Kirches, Philippe Soueres et K Mombaur. *Optimal control for whole-body motion generation using center-of-mass dynamics for predefined multi-contact configurations*. Dans Humanoid Robots (Humanoids), 2015 IEEE-RAS 15th International Conference on, pages 684–689. IEEE, 2015. (Cité en page 1.)
- [Kuindersma 2016] Scott Kuindersma, Robin Deits, Maurice Fallon, Andr s Valenzuela, Hongkai Dai, Frank Permenter, Twan Koolen, Pat Marion et Russ Tedrake. *Optimization-based locomotion planning, estimation, and control design for the atlas humanoid robot*. Autonomous Robots, vol. 40, no. 3, pages 429–455, 2016. (Cité en page 2.)
- [Kydd 2015] Kris Kydd, Serge Macrez, Pascal Pourcelet *al.* *Autonomous robot for gas and oil sites*. Dans SPE Offshore Europe Conference and Exhibition. Society of Petroleum Engineers, 2015. (Cité en page 1.)
- [Lee 2018] Yisoo Lee et Jaeheung Park. *Reactive Bipedal Walking Method for Torque Controlled Robot*. 2018. (Cité en page 95.)
- [Lefevre 2014] Herve C Lefevre. *The fiber-optic gyroscope*. Artech house, 2014. (Cité en page 23.)
- [Li 2016] Rongzhong Li. *OpenCat / Maker Share*. <https://makershare.com/projects/opencat>, 2016. (Accessed on 07/29/2018). (Cité en page 111.)
- [Li 2017] Zhibin Li, Chengxu Zhou, Qiuguo Zhu et Rong Xiong. *Humanoid Balancing Behavior Featured by Underactuated Foot Motion*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 33, no. 2, pages 298–312, 2017. (Cité en page 65.)
- [Lim 2001] Hun-ok Lim Hun-ok Lim, S.a. Setiawan et a. Takanishi. *Balance and impedance control for biped humanoid robot locomotion*. Proceedings 2001 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems. Expanding the Societal Role of Robotics in the the Next Millennium (Cat. No.01CH37180), vol. 1, pages 494–499, 2001. (Cité en page 65.)
- [Lober 2017] Ryan Lober. *Task Compatibility and Feasibility Maximization for Whole-Body Control*. PhD thesis, UPMC, 2017. (Cité en page 4.)
- [Madgwick 2010] S.O.H. Madgwick. *An efficient orientation filter for inertial and inertial/magnetic sensor arrays*. Rapport technique, 2010. (Cité en pages 30 et 35.)

- [Mahony 2005] Robert Mahony, Tarek Hamel et J-M Pfimlin. *Complementary filter design on the special orthogonal group $SO(3)$* . Dans Decision and Control, 2005 and 2005 European Control Conference. CDC-ECC'05. 44th IEEE Conference on, pages 1477–1484. IEEE, 2005. (Cité en page 26.)
- [Mansard 2009] N. Mansard, O. Stasse, P. Evrard et A. Kheddar. *A Versatile Generalized Inverted Kinematics Implementation for Collaborative Working Humanoid Robots: The Stack of Tasks*. Dans International Conference on Advanced Robotics (ICAR), page 119, June 2009. (Cité en page 3.)
- [Morisawa 2012] Mitsuharu Morisawa, Shuuji Kajita, Fumio Kanehiro, Kenji Kaneko, Kanako Miura et Kazuhiro Yokoi. *Balance control based on capture point error compensation for biped walking on uneven terrain*. Dans Humanoid Robots (Humanoids), 2012 12th IEEE-RAS International Conference on, pages 734–740. IEEE, 2012. (Cité en page 50.)
- [Murray 2017] Richard M Murray. *A mathematical introduction to robotic manipulation*. CRC press, 2017. (Cité en page 17.)
- [Nava 2016] Gabriele Nava, Francesco Romano, Francesco Nori et Daniele Pucci. *Stability Analysis and Design of Momentum-based Controllers for Humanoid Robots*. 2016. (Cité en pages 65 et 72.)
- [Naveau 2016] M. Naveau, M. Kudruss et O. Stasse. *A Reactive Walking Pattern Generator Based on Nonlinear Model Predictive Control*. IEEE/RAS Robotics and Automation Letters, 2016. (Cité en page 47.)
- [Nori 2015] Francesco Nori, Silvio Traversaro, Jorhabib Eljaik, Francesco Romano, Andrea Del Prete et Daniele Pucci. *iCub Whole-Body Control through Force Regulation on Rigid Non-Coplanar Contacts*. Frontiers in Robotics and AI, vol. 2, no. 6, 2015. (Cité en pages 73 et 74.)
- [Ott 2011] Christian Ott, Maximo A Roa et Gerd Hirzinger. *Posture and balance control for biped robots based on contact force optimization*. Dans Humanoid Robots (Humanoids), 2011 11th IEEE-RAS International Conference on, pages 26–33. IEEE, 2011. (Cité en page 17.)
- [Ott 2016] Christian Ott, Máximo A. Roa, Florian Schmidt, Werner Friedl, Johannes Engelsberger, Robert Burger, Alexander Werner, Alexander Dietrich, Daniel Leidner, Bernd Henze, Oliver Eiberger, Alexander Beyer, Berthold Bäuml, Christoph Borst et Alin Albu-Schäffer. *Mechanisms and design of dlr humanoid robots*, pages 1–26. Springer Netherlands, Dordrecht, 2016. (Cité en pages 47 et 49.)
- [Paine 2014] Nicholas Paine, Sehoon Oh et Luis Sentis. *Design and Control Considerations for High-Performance Series Elastic Actuators*. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 19, no. 3, pages 1080–1091, 2014. (Cité en page 91.)
- [Park 2015] Hae-won Park, Patrick M. Wensing et Sangbae Kim. *Online planning for autonomous running jumps over obstacles in high-speed quadrupeds*. Dans Robotics: Science and Systems, 2015. (Cité en page 28.)

- [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 pages 4 et 46.)
- [Pratt 2006] Jerry Pratt, John Carff, Sergey Drakunov et Ambarish Goswami. *Capture point: A step toward humanoid push recovery*. Dans Humanoid Robots, 2006 6th IEEE-RAS International Conference on, pages 200–207. IEEE, 2006. (Cité en page 13.)
- [Pratt 2013] Gill Pratt et Justin Manzo. *The darpa robotics challenge [competitions]*. IEEE Robotics & Automation Magazine, vol. 20, no. 2, pages 10–12, 2013. (Cité en page 1.)
- [quadprog 2015] quadprog. *rmcgibbo/quadprog: Quadratic Programming Solver*. <https://github.com/rmcgibbo/quadprog>, 2015. (Accessed on 07/27/2018). (Cité en page 57.)
- [Raibert 2008] Marc Raibert, Kevin Blankespoor, Gabriel Nelson et Rob Playter. *Bigdog, the rough-terrain quadruped robot*. IFAC Proceedings Volumes, vol. 41, no. 2, pages 10822–10825, 2008. (Cité en page 1.)
- [Reinstein 2011] M. Reinstein et M. Hoffmann. *Dead reckoning in a dynamic quadruped robot: Inertial navigation system aided by a legged odometer*. Dans IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pages 617–624, May 2011. (Cité en page 28.)
- [Righetti 2011] Ludovic Righetti, Jonas Buchli, Michael Mistry et Stefan Schaal. *Inverse dynamics control of floating-base robots with external constraints: A unified view*. Dans Robotics and Automation (ICRA), 2011 IEEE International Conference on, pages 1085–1090. IEEE, 2011. (Cité en page 6.)
- [Rotella 2014] Nicholas Rotella, Michael Bloesch, Ludovic Righetti et Stefan Schaal. *State Estimation for a Humanoid Robot*. Dans IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems, 2014. (Cité en pages 28 et 34.)
- [Rotella 2015] Nicholas Rotella, Alexander Herzog, Stefan Schaal et Ludovic Righetti. *Humanoid momentum estimation using sensed contact wrenches*. IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots, vol. 2015-Decem, pages 556–563, 2015. (Cité en pages 28 et 79.)
- [Rouxel 2017] Quentin Rouxel. *Apprentissage et correction des imperfections des robots humanoïdes de petite taille: application à l'odométrie et à la synthèse de mouvements*. PhD thesis, Université de Bordeaux, 2017. (Cité en page 28.)
- [Saab 2012] L. Saab, O. Ramos, N. Mansard, P. Souères et J-Y. Fourquet. *Dynamic Whole-Body Motion Generation Under Rigid Contacts and Other Unilateral Constraints*. IEEE Transaction on Robotics, November 2012. To appear. (Cité en page 17.)

- [Salini 2011] Joseph Salini, Vincent Padois et Philippe Bidaud. *Synthesis of complex humanoid whole-body behavior: a focus on sequencing and tasks transitions*. Dans Robotics and Automation (ICRA), 2011 IEEE International Conference on, pages 1283–1290. IEEE, 2011. (Cité en page 71.)
- [Savitzky 1964] Abraham Savitzky et Marcel J.E. Golay. *Smoothing and Differentiation of Data by Simplified Least Squares Procedures*. vol. 36, no. 8, pages 1627–1639, 1964. (Cité en pages 25 et 33.)
- [Sentis 2010] Luis Sentis, Jaeheung Park et Oussama Khatib. *Compliant control of multicontact and center-of-mass behaviors in humanoid robots*. IEEE Transactions on robotics, vol. 26, no. 3, pages 483–501, 2010. (Cité en page 6.)
- [Seraji 1994] Homayoun Seraji. *Adaptive admittance control: An approach to explicit force control in compliant motion*. 1994. (Cité en page 49.)
- [Sherikov 2014] Alexander Sherikov, Dimitar Dimitrov et Pierre-Brice Wieber. *Whole body motion controller with long-term balance constraints*. Dans Humanoid Robots (Humanoids), 2014 14th IEEE-RAS International Conference on, pages 444–450. IEEE, 2014. (Cité en pages 95 et 96.)
- [Sola 2007] Joan Sola, André Monin et Michel Devy. *Bicamslam: Two times mono is more than stereo*. Dans Robotics and Automation, 2007 IEEE International Conference on, pages 4795–4800. IEEE, 2007. (Cité en page 3.)
- [Stasse 2017] Olivier Stasse, Thomas Flayols, Rohan Budhiraja, Kevin Giraud-Esclasse, Justin Carpentier, Andrea Del Prete, Philippe Souères, Nicolas Mansard, Florent Lamiroux, Jean-Paul Laumond, Luca Marchionni, Hilarío Tome et Francesco Ferro. *TALOS: A new humanoid research platform targeted for industrial applications*. working paper or preprint, mars 2017. (Cité en pages 23 et 48.)
- [Stephens 2010] B.J. Stephens et C.G. Atkeson. *Push Recovery by stepping for humanoid robots with force controlled joints*. Dans IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots, pages 52–59, Dec 2010. (Cité en page 28.)
- [Takenaka 2009] Toru Takenaka, Takashi Matsumoto, Takahide Yoshiike, Tadaaki Hasegawa, Shinya Shirokura, Hiroyuki Kaneko et Atsuo Orita. *Real time motion generation and control for biped robot-4 th report: Integrated balance control*. IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems, pages 1601–1608, 2009. (Cité en page 65.)
- [Tassa 2012] Yuval Tassa, Tom Erez et Emanuel Todorov. *Synthesis and stabilization of complex behaviors through online trajectory optimization*. Dans Intelligent Robots and Systems (IROS), 2012 IEEE/RSJ International Conference on, pages 4906–4913. IEEE, 2012. (Cité en page 14.)
- [Tonneau 2015] Steve Tonneau, Nicolas Mansard, Chonhyon Park, Dinesh Manocha, Franck Multon et Julien Pettré. *A reachability-based planner for sequences of acyclic contacts in cluttered environments*. Dans Int. Symp. Robotics Research (ISRR), (Sestri Levante, Italy), September 2015, 2015. (Cité en pages 2 et 3.)

- [Vanderborght 2013] Bram Vanderborght, Alin Albu-Schäffer, Antonio Bicchi, Etienne Burdet, Darwin G Caldwell, Raffaella Carloni, MG Catalano, Oliver Eiberger, Werner Friedl, Ganesh Ganesh *et al.* *Variable impedance actuators: A review*. *Robotics and autonomous systems*, vol. 61, no. 12, pages 1601–1614, 2013. (Cité en page 4.)
- [Vukobratović 1968] Miomir Vukobratović et Davor Juričić. *Contribution to the synthesis of biped gait*. *IFAC Proceedings Volumes*, vol. 2, no. 4, pages 469–478, 1968. (Cité en page 12.)
- [Weigl 2016] O. Weigl. *ODrive*. <https://odriverobotics.com>, 2016. (Accessed on 07/27/2018). (Cité en page 111.)
- [Wensing 2013] Patrick M Wensing et David E Orin. *Generation of dynamic humanoid behaviors through task-space control with conic optimization*. Dans *Robotics and Automation (ICRA), 2013 IEEE International Conference on*, pages 3103–3109. IEEE, 2013. (Cité en page 3.)
- [Whelan 2015] Thomas Whelan, Michael Kaess, Hordur Johannsson, Maurice Fallon, John J Leonard et John McDonald. *Real-time large-scale dense RGB-D SLAM with volumetric fusion*. *The International Journal of Robotics Research*, vol. 34, no. 4-5, pages 598–626, 2015. (Cité en page 3.)
- [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 2.)
- [Wieber 2006a] P-B Wieber. *Holonomy and nonholonomy in the dynamics of articulated motion*. Dans *Fast motions in biomechanics and robotics*, pages 411–425. Springer, 2006. (Cité en page 2.)
- [Wieber 2006b] Pierre-Brice Wieber. *Trajectory free linear model predictive control for stable walking in the presence of strong perturbations*. Dans *IEEE-RAS international conference on humanoid robots*, 2006. (Cité en page 95.)
- [Wieber 2008] Pierre-Brice Wieber. *Viability and predictive control for safe locomotion*. Dans *Intelligent Robots and Systems, 2008. IROS 2008. IEEE/RSJ International Conference on*, pages 1103–1108. IEEE, 2008. (Cité en page 4.)
- [Wieber 2015] Pierre-Brice Wieber, Russ Tedrake et Scott Kuindersma. *Modeling and Control of Legged Robots*. Dans Bruno Siciliano et Khatib Oussama, éditeurs, *Springer Handbook of Robotics*, chapitre 48. 2nd édition, 2015. (Cité en pages 65 et 73.)
- [Wieber 2016] Pierre-Brice Wieber, Russ Tedrake et Scott Kuindersma. *Modeling and control of legged robots*. Dans *Springer handbook of robotics*, pages 1203–1234. Springer, 2016. (Cité en pages 12, 15 et 50.)
- [Yoshida 2005] Eiichi Yoshida, Igor Belousov, Claudia Esteves et J-P Laumond. *Humanoid motion planning for dynamic tasks*. Dans *Humanoid Robots, 2005 5th IEEE-RAS International Conference on*, pages 1–6. IEEE, 2005. (Cité en page 2.)

-
- [Yoshida 2008] Eiichi Yoshida, Claudia Esteves, Igor Belousov, Jean-Paul Laumond, Takeshi Sakaguchi et Kazuhito Yokoi. *Planning 3-d collision-free dynamic robotic motion through iterative reshaping*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 24, no. 5, pages 1186–1198, 2008. (Cité en page 2.)

Résumé :

Dans cette thèse, on s'intéresse à la commande des robots marcheurs. Contrôler ces systèmes naturellement instables, de dynamique non linéaire, non convexe, de grande dimension, et dépendante des contacts représente un défi majeur en robotique mobile. Les approches classiques forment une chaîne de contrôle formée d'une cascade de sous problèmes tels que la perception, le planning, la commande du corps complet et l'asservissement articulaire. Les contributions rapportées ici ont toutes pour but d'introduire une rétroaction au niveau de la commande du corps complet ou du planning. Précisément, une première contribution technique est la formulation et la comparaison expérimentale de deux estimateurs de la base du robot. Une seconde contribution est l'implémentation d'un contrôleur par dynamique inverse pour contrôler en couple le robot HRP-2. Une variante de ce contrôleur est aussi formulée et testée en simulation pour stabiliser un robot en contact flexible avec son environnement. Finalement un générateur de marche par commande prédictive et couplé à un contrôleur corps complet est présenté.

Mots clés : Estimation, Contrôle corps complet, Commande en couple, Commande prédictive, Commande optimale, Générateur de marche, Contact flexible
