



Planification et réalisation de manoeuvres de réorientation de robots en chute libre

Mémoire

Mark Charlet

Maîtrise en génie mécanique - avec mémoire
Maître ès sciences (M. Sc.)

Québec, Canada

Planification et réalisation de manoeuvres de réorientation de robots en chute libre

Mémoire

Mark Charlet

Sous la direction de:

Clément Gosselin, directeur de recherche

Résumé

Ce mémoire présente des manoeuvres de réorientation appliquées à un robot articulé et à un robot mobile en chute libre. Ces manoeuvres, initialement inspirées du phénomène du chat qui atterrit toujours sur ses pattes, sont aussi attribuées à d'autres animaux, tels que certains reptiles et même les humains dans le contexte de certains sports. Les manoeuvres de réorientation ont aussi des applications dans le domaine de la robotique. En effet, de tels manoeuvres s'avèrent utiles pour le contrôle de pose d'atterrissage pour des robots susceptibles aux chutes, comme les robots sauteurs ou les robots de secours qui doivent être déployés dans des environnements dangereux et difficiles à parcourir. Dans cette optique, le travail présenté dans ce mémoire vise à développer et démontrer des manoeuvres de réorientation permettant une réorientation rapide (redressement de 180 degrés — le pire cas possible — dans le temps d'une chute d'un mètre) et multiaxe. Tout d'abord, une architecture articulée ainsi que deux manoeuvres de réorientation sont conçues afin d'atteindre les capacités de réorientation visées et les performances de cette architecture sont testées en simulation. Les résultats obtenus démontrent que l'architecture proposée est capable de se réorienter selon plusieurs axes, mais n'atteint pas les performances visées en termes de vitesse de réorientation. Par la suite, une architecture mobile omnidirectionnelle et compacte est conçue afin d'adresser les limitations de la première architecture. Un prototype de cette architecture est développé et permet d'effectuer une réorientation de 179 degrés selon son axe de tangage en 0.44 secondes tout en conservant sa capacité de se redresser selon plusieurs axes. Les performances de réorientation visées sont alors atteintes avec ce deuxième prototype. Enfin, une méthode de fusion de données par filtre de Kalman étendu servant à estimer l'orientation d'une plateforme en apesanteur est explicitée et est validée dans des conditions contrôlées. Ces résultats démontrent l'utilité de telles méthodes de fusion de données pour implémenter la planification automatique des manoeuvres de réorientation dans les itérations futures du prototype développé.

Abstract

This thesis explores the application of reorientation manoeuvres to an articulated and a mobile robot architecture. These manoeuvres are often attributed to cats that are said to always land on their feet, but have also been observed in other animals and used by humans in certain sports. However, these manoeuvres are more than just a curiosity and have seen some use in the field of robotics. Indeed, reorientation manoeuvres are used for orientation control in falling robots, such as rescue robots deployed in dangerous environments, and in jumping robots. With such applications in mind, this thesis aims to develop and demonstrate fast (180-degree reorientation about one axis — the worst-case scenario — within the time of a one-metre fall), multi-axis reorientation manoeuvres. Firstly, an articulated architecture, along with two different manoeuvres, are designed in order to attain the desired reorientation capabilities and are tested in simulated conditions. The results obtained show that, although multi-axis reorientation is achieved, the required motor torques to reach the desired reorientation speeds are not feasible for the proposed architecture. Secondly, an omnidirectional mobile robot architecture is designed to address the limitations of the first architecture. A prototype of this mobile architecture is developed and is used to demonstrate a reorientation of 179 degrees about the pitch axis in 0.44 seconds as well as a reorientation about multiple axes. Therefore, with this prototype, the desired reorientation capabilities are achieved. Finally, the use of sensor fusion methods based on extended Kalman filtering in the context of estimation of the orientation of a free-floating platform is studied. The results obtained from this study support the viability of using such methods for on-board trajectory planning in future iterations of the developed prototype.

Table des matières

Résumé	ii
Abstract	iii
Table des matières	iv
Liste des tableaux	vi
Liste des figures	vii
Remerciements	xi
Avant-propos	xiii
Introduction	1
1 Reorientation of Free-Falling Legged Robots	3
1.1 Résumé	3
1.2 Abstract	3
1.3 Introduction	4
1.4 Kinematic and Dynamic Analysis of Free-Floating Robots	5
1.5 Proposed Architecture and Reorientation Manoeuvres	9
1.6 Simulated Results and Discussion	12
1.7 Conclusion	17
2 Multi-axis Reorientation of a Free-falling Omnidirectionnal Wheeled Robot	20
2.1 Préambule	20
2.2 Résumé	22
2.3 Abstract	22
2.4 Introduction	22
2.5 Proposed Architecture	24
2.6 Prototype	26
2.7 Results and Discussion	29
2.8 Conclusion	31
2.9 Appendix A : Free Roam Kinematics	32
3 Détails de conception du prototype mobile	34
3.1 Introduction	34

3.2	Modélisation cinématique et dynamique	34
3.3	Forces d'impact et efforts internes	41
3.4	Conclusion	43
4	Estimation de l'orientation d'une plateforme en apesanteur par filtre de Kalman étendu	45
4.1	Préambule	45
4.2	Introduction	45
4.3	Problématique	46
4.4	Formulations généralisées des filtres de Kalman linéaire et étendu	47
4.5	Approche proposée	49
4.6	Protocole d'expérimentation	52
4.7	Résultats et Discussion	54
4.8	Conclusion	60
	Conclusion	61
A	Conception du système de poulies	64
A.1	Introduction	64
A.2	Étape 1 : couple maximal	64
A.3	Étapes 2 et 3 : espacement des dents de la courroie	65
A.4	Étape 4 : ratio de réduction	65
A.5	Étape 5 : vitesse de la courroie	65
A.6	Étape 6 : longueur de la courroie	66
A.7	Étape 7 : largeur de la courroie	66
A.8	Étape 8 : contact entre la courroie et la petite poulie	66
A.9	Graphiques pour le choix de courroie	66
	Bibliographie	70

Liste des tableaux

1.1	Mass and inertia values of each link. Mass and inertia electronics to operate the motors are not included in these values.	14
2.1	List of Components with Mass and Inertia Values	27
4.1	Erreur d'estimation moyenne sur l'ensemble de la trajectoire simulée en fonction des paramètres du critère contextuelle utilisée.	57

Liste des figures

1.1	General structure of a free-floating articulated robot with n links and $n - 1$ actuated revolute joints, where \mathbf{r}_i defines a vector connecting the robot's centre of mass (CM) to the centre of mass of each link, l_{0i} and \mathbf{r}_{0i} are vectors connecting a link's CM to the $(i - 1)$ th and i th joints respectively and \mathbf{e}_i is a unit vector along the i th joint. Figure taken from [33].	6
1.2	Proposed robot architecture for free floating reorientation, composed of a central base and four appendages, each comprised of three links and three rotary joints. The upper image shows the robot's first configuration, in which roll reorientation can be induced, and the lower image shows the robot's second configuration, in which pitch reorientation can be induced. These configurations are referred to as the roll and pitch configurations respectively in this paper. The middle image demonstrates the transition from the roll configuration to the pitch configuration using joints R1 to R4, which are mechanically coupled. . . .	10
1.3	Reorientation manoeuvres for the roll configuration. The sequence of images of the left shows the progression of the coarse reorientation manoeuvre and the sequence of images on the right shows the progression of the fine reorientation manoeuvre. The sequence of motions that make up each manoeuvre remains the same for the pitch configuration.	11
1.4	Simulated robot architecture. Maxon <i>EC-i 40</i> and <i>RE-max 17</i> motors are used to simulate joints R5 to R8 and R9 to R12 respectively. The end piece structure is inspired from [37], with the cap on the end of each end piece serving as a means to adjust the weight and inertia of the end pieces.	13
1.5	Simulated manoeuvres for the roll configuration. The upper sequence of images shows the progression of the coarse manoeuvre and the lower sequence of images shows the progression of the fine manoeuvre. A video demonstration of these manoeuvres is shown in https://youtu.be/XZs_ksSixFc	13
1.6	Actuator torques for joints R5 to R12 throughout the coarse manoeuvre for an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 360 degrees while in the roll configuration. Similar results are obtained for the pitch configuration. . . .	15
1.7	Actuator torques for joints R5 to R12 throughout the fine manoeuvre with a folding angle (R5 to R8) of 90 degrees and an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 180 degrees while in the roll configuration. Similar results are obtained for the pitch configuration.	16
1.8	Base link linear and angular velocity throughout the coarse manoeuvre for an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 360 degrees while in the roll configuration. Similar results are obtained for the pitch configuration. . . .	17

1.9	Base link linear and angular velocity throughout the fine manoeuvre with a folding angle (R5 to R8) of 90 degrees and an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 180 degrees while in the roll configuration. Similar results are obtained for the pitch configuration.	17
1.10	Base link angle throughout the coarse manoeuvre with an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 360 degrees while in the roll configuration (left) and in the pitch configuration (right).	18
1.11	Base link angle throughout the fine manoeuvre with a folding angle (R5 to R8) of 90 degrees and an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 180 degrees while in the roll configuration (left) and in the pitch configuration (right).	18
2.1	CAD model of the proposed omnidirectional robot architecture in isometric (left) and top (right) views.	24
2.2	Top and bottom views of the prototype of the proposed architecture with the main components identified. The electronics module is a stack of two prototyping boards on which the Arduino Nano and step down module (upper layer) and the inertial sensors (lower layer) are mounted. The inertial sensors are placed on a separate layer so as to place them as close as possible to the robot's centre of mass.	26
2.3	Still frames from the fast (left) and multi-axis (right) reorientation demonstrations. These manoeuvres were filmed at 240 frames per second using a <i>Samsung A52 5G</i> smart phone. A 10-cm thick foam mattress protects the falling prototype from impact forces on landing.	30
3.1	Les diagrammes de position, de vitesse et d'accélération angulaires des profils de continuité de premier ordre étudiés. Les paramètres importants qui définissent chaque profil sont indiqués les axes appropriés. Les profils trapézoïdaux considérés sont symétriques.	36
3.2	Modèle CAD utilisé pour effectuer les simulations dynamiques dans <i>Siemens NX</i>	39
3.3	Comparaison des exigences minimales en vitesse et en couple pour effectuer une réorientation de 180 degrés en 0.45 secondes obtenues avec l'équation (3.16) et de celles obtenues avec le modèle simulé à partir du CAD de la figure 3.2.	39
3.4	Comparaison des exigences minimales pour effectuer une réorientation de 180 degrés en 0.45 secondes obtenues avec l'équation (3.16) et des spécifications de courte durée du motor EC 45 80 watts pour différents ratios de réduction. Les points rouges sur la courbe indiquent les performances de ce moteur pour des ratios de réduction entiers.	40
3.5	Schématisation de l'arbre d'une roue ou d'un moteur. Les points A et B sont les emplacements des deux roulements sur l'arbre.	42
3.6	Diagrammes d'effort tranchant (gauche) et de moments de flexion (droite) pour le cas illustré à la figure 3.5.	43
4.1	Problème géométrique reliant le débalancement des mesures des LiDARS (L_1 et L_2) et la séparation des LiDARS (b) à l'angle de la plateforme (θ).	50

4.2	Cinq premiers graphiques : orientation et position de la plateforme (indiqué par le « x » noir) à certains points de la chute. La courbe en bleu représente la carte utilisée et les droites pointillées en rouge et vert sont les faisceaux des LiDARs. Dernier graphique : vitesse angulaire de la plateforme au cours de la chute par rapport à l'axe sortant du graphique.	53
4.3	Plateforme utilisée lors de la validation expérimentale. Les capteurs VL53L0X sont encerclés en rouge et la central inertielle LSM9DS1TR est encerclé en vert.	54
4.4	Reconstruction de la trajectoire effectué par la plateforme de la figure 4.3 à partir d'une vidéo haute vitesse (240 images par seconde).	55
4.5	Histogramme des données de calibration pour la mesure du premier capteur VL53L0X ainsi que le profil gaussien de moyenne et écart type correspondants (0.743 m et 0.00697 m respectivement).	55
4.6	Histogramme des données de calibration pour la mesure du deuxième capteur VL53L0X ainsi que le profil gaussien de moyenne et écart type correspondants (0.743 m et 0.00753 m respectivement).	56
4.7	Histogramme des données de calibration pour l'axe y du gyroscope (l'axe de rotation de la plateforme) ainsi que le profil gaussien de moyenne et écart type correspondants (0.0153 rad/s et 0.0113 rad/s respectivement).	56
4.8	Comparaison des différentes méthodes d'estimation de la pose de la plateforme dans le cas simulé optimal (A , B et p de $-\pi/6$, $\pi/6$ et 0.25 respectivement) où θ_{theo} est l'orientation réelle de la plateforme, θ_w est l'estimation de l'intégration du gyroscope sur l'état précédent estimé par la méthode proposée, θ_L est l'estimation des mesures des LiDARs, θ_f est l'estimation du EKF, θ_{est} est l'estimation basé sur le critère contextuelle et θ_{int} est l'intégration pure des mesures du gyroscope. Les erreurs moyennes de chaque méthode d'estimation sont, respectivement, 0.220 rad, 1.203 rad, 0.551 rad, 0.0765 rad et 0.865 rad. .	58
4.9	Comparaison des différentes méthodes d'estimation de la pose de la plateforme dans le cas expérimental avec A , B et p de $-\pi/6$, $\pi/6$ et 0.25 respectivement où θ_{pres} est l'orientation de la plateforme obtenue de la vidéo haute vitesse, θ_w est l'estimation de l'intégration du gyroscope sur l'état précédent estimé par la méthode proposée, θ_L est l'estimation des mesures des capteurs ToF, θ_f est l'estimation du EKF, θ_{est} est l'estimation basé sur le critère contextuelle et θ_{int} est l'intégration pure des mesures du gyroscope. Les erreurs moyennes de chaque méthode d'estimation sont, respectivement, 0.106 rad, 0.363 rad, 0.162 rad, 0.103 rad et 0.634 rad.	59
A.1	Extrait des tableaux de vitesse de la section 21 de [81].	65
A.2	Différents choix d'espacement de courroie selon la puissance d'opération et de la vitesse de la petit poulie.	67
A.3	Graphique de vérification du couple maximal pour des courroie métriques. . . .	68
A.4	Graphique de vérification du couple maximal pour des courroie impériales. . . .	69

Start where you are. Use what
you have. Do what you can.

Arthur Ashe

Remerciements

Sans doute, je suis très fier de l'ampleur du travail que j'ai accompli dans les dernières années. Toutefois, je ne peux pas prétendre avoir mené ce projet à terme seul et il n'aurait tout simplement pas été possible de se rendre au but sans la contribution et le soutien de plusieurs personnes. Je souhaite donc les remercier en soulignant l'impact qu'ils ont eu sur l'avancement de mes travaux et, surtout, sur mon expérience aux études graduées en général.

Clément, dès mon premier stage au laboratoire en 2017, vous avez toujours pris le temps d'assurer que je sois en position pour réussir, que ça soit par vos disponibilités flexibles, les ressources que vous avez mis à ma disponibilité ou encore le sage conseil de vie occasionnel. Malgré votre expérience et vos connaissances indéniables, vous avez toujours été ouvert à mes idées et mes suggestions, me permettant d'ajouter ma touche personnalisée à tout projet auquel j'ai eu la chance de participer (sans trop me laisser dévier du but ultime bien sûr!). Alors que je dois maintenant aller de l'avant, sachez que vous m'avez aidé à bâtir un parcours académique dont je suis extrêmement fier et je vous en serai toujours reconnaissant.

Simon et Thierry, malgré vos horaires très souvent surchargés, vous prenez toujours le temps d'aider les étudiants avec leur projet et ce n'était pas différent dans mon cas. Que ce soit avec vos conseils éclairés sur le choix de composants et le design de mon prototype, votre support technique quotidien ou encore nos discussions enrichissantes, vous avez tous deux joué un rôle essentiel à la réussite de cette maîtrise et, pour cela, je vous remercie énormément.

Aux membres du laboratoire, je tiens à vous remercier pour votre contribution à un environnement de laboratoire propice à la discussion, l'apprentissage et surtout, les rires et le bon temps. Sans doute le cas pour plusieurs parmi vous, la pandémie de la COVID-19 a eu son effet sur l'ambiance au laboratoire et la motivation en général. Toutefois, récemment, j'ai senti que l'ambiance que j'ai eu la chance de vivre au début de ma maîtrise commence à se rétablir et cela est grâce aux efforts de plusieurs personnes qui prennent le temps d'organiser des activités pour tous les membres du laboratoire. Je souhaite donc féliciter cette initiative et remercier ceux qui y ont contribué. J'aimerais aussi faire une mention spéciale pour Vincent, avec qui j'ai passé de nombreuses heures à discuter sur une grande variété de sujets (pas très souvent pertinents, mais toujours divertissants) et j'ai pu partager une passion pour le tennis.

Enfin, je souhaite remercier ma famille pour leur support inconditionnel depuis le tout début. À mes parents, les mots ne suffisent pas pour exprimer à quel point je suis reconnaissant pour tout ce que vous avez fait pour moi. Aujourd'hui, je partage cette victoire, comme les précédentes ainsi que celles à venir, avec vous, puisqu'après tout, sans vous, je ne me serais jamais rendu où je suis. À mes frères, malgré vos forces et vos parcours distincts, vous êtes tous les trois, à votre façon, une source d'inspiration quotidienne pour moi. Je me considère extrêmement chanceux d'avoir non un, non deux, mais trois grands frères que j'admire grandement.

Avant-propos

Ce mémoire comprend deux articles rédigés au cours de la maîtrise. Le premier est un article de journal publié et le deuxième est un article soumis. Ces articles sont inclus sans modifications apportées au texte. Les références de ces articles sont données à la fin du mémoire avec les références des autres chapitres. Une légère modification au titre de l'annexe du deuxième article est effectuée pour que ce titre soit conforme avec le format de ce document. De plus, un préambule est inclus dans le chapitre 2 afin de faire le lien entre les conclusions du chapitre 1 et les objectifs de ce deuxième chapitre. Les renseignements généraux concernant ces articles sont fournis ci-dessous.

Le chapitre 1 de ce mémoire comprend un article publié dans le premier volume du *Open Journal of Engineering* de l'*American Society of Mechanical Engineers* (ASME) intitulé « Reorientation of Free-Falling Legged Robots ». Je suis l'auteur principal de cet article ayant rédigé le texte et complété les travaux qui y sont présentés. Le professeur Clément Gosselin, mon directeur de recherche, est le seul coauteur de l'article. Il a supervisé les travaux présentés et a contribué à la rédaction de l'article. Cet article a été soumis le 2 octobre 2021, accepté le 17 février 2022 et publié le 4 mars 2022.

Le chapitre 2 de ce mémoire comprend un article de journal soumis à *Robotics and Automation Letters* de l'*Institute of Electrical and Electronics Engineers* (IEEE) qui s'intitule « Multi-axis Reorientation of a Free-falling Omnidirectional Wheeled Robot ». Je suis l'auteur principal de cet article ayant rédigé le texte, mené la conception du prototype présenté et effectué les démonstrations incluses dans l'article. Thierry Laliberté, un professionnel de recherche au laboratoire de robotique de l'Université Laval, est un coauteur de cet article en raison de ses contributions à la conception du prototype et des procédures pour les démonstrations effectuées. Le professeur Clément Gosselin est aussi coauteur de l'article. Comme pour l'article précédent, il a supervisé les travaux présentés et a contribué à la rédaction de l'article. Cet article a été soumis le 31 janvier 2022.

Introduction

Certains animaux, tels que les chats ou certains reptiles, peuvent se réorienter lors d'une chute afin d'atterrir sur leurs pattes. Pour ce faire, ces animaux changent tout simplement la disposition de leurs membrures lors de la chute et, suivant le principe de la conservation de la quantité de mouvement angulaire, réussissent à se réorienter. L'intérêt de comprendre ce phénomène, dont l'exemple le plus connu est celui du chat qui atterrit toujours sur ses pattes, n'est pas récent. En effet, certains travaux tentent d'expliquer les manoeuvres de réorientation animales d'un point de vue physiologique entre la fin du fin du 19^e siècle et le milieu du 20^e siècle [1; 2; 3]. Suite à ces travaux, il a fallu attendre plusieurs décennies avant l'apparition de modèles dynamiques plus complets dans la littérature. Kane et Scher sont parmi les premiers à le faire en 1969. Avec leur modèle à deux cylindres, ils réussissent à démontrer mathématiquement comment un chat peut effectuer une rotation de 180 degrés lors d'une chute [4]. Inspirés par l'article de Kane et Scher, plusieurs autres études ont été publiées dans les années qui suivent. Certains exemples importants comprennent l'étude des manoeuvres de redressement d'animaux autres que les chats [5; 6] et l'étude des principes de conservation de quantité de mouvement angulaire dans certains sports, tels que la gymnastique et le plongeon [7; 8; 9; 10].

Naturellement, suite à cette vague de publications de divers modèles dynamiques décrivant les manoeuvres de réorientation animales, l'intérêt de reproduire le mouvement a fait son apparition dans le domaine de la robotique. Alors que la curiosité scientifique est certainement un facteur motivant la recherche à ce sujet, les mouvements de réorientation ne sont pas sans leurs applications. En effet, plusieurs méthodes de contrôle d'orientation de corps dans l'espace se servent des principes des manoeuvres de réorientation et ce, autant pour développer des stratégies de redressement pour les astronautes [11] que pour contrôler de robots spatiaux [12; 13]. Les principes de réorientation s'avèrent aussi utiles pour le contrôle d'orientation de robots terrestres, notamment dans le but de mitiger les dommages d'impact pour les robots qui subissent régulièrement des chutes. Ce genre d'application se retrouve surtout chez les robots sauteurs [14; 15] ou lors du déploiement de robots de secours dans des environnements dangereux [16].

Au cours des années, de nombreuses techniques de réorientation pour les robots terrestres

ont été publiées dans la littérature, mais dans la majorité des cas la réorientation effectuée se limite selon un axe de rotation seulement. Un travail de maîtrise récemment complété au Laboratoire de robotique de l'Université Laval s'est attaqué à ce problème en développant un robot articulé inspiré des manoeuvres de redressement du chat pouvant se réorienter selon ses axes de roulis et de lacet [17]. Puisque deux rotations distinctes suffisent pour effectuer n'importe quelle rotation tridimensionnelle en un certain nombre de manoeuvres [18], il peut être dit que le robot conçu au cours de ce travail est capable d'atteindre n'importe quelle orientation possible. Cependant, surtout pour des courtes chutes, la capacité de se réorienter selon l'axe de tangage au lieu de l'axe de lacet est beaucoup plus efficace lorsque l'objectif est de se réaligner avec la surface d'atterrissage. Un article récent adresse ce point et présente un robot mobile ayant les capacités de se réorienter selon ses axes de roulis et de tangage [19]. Toutefois, cela s'est fait au détriment de l'amplitude de réorientation puisque des amplitudes de réorientation d'une vingtaine de degrés sont présentées dans cet article.

Le travail présenté dans ce mémoire vise à adresser les limitations de ces deux travaux en développant et en démontrant des manoeuvres de réorientation rapide et multiaxe. Un premier objectif est donc de concevoir une nouvelle architecture articulée inspirée de [17] permettant la réorientation selon ses axes de roulis et de tangage. La conception de cette nouvelle architecture et les simulations effectuées pour valider ses capacités de réorientation sont présentées au chapitre 1. Le deuxième objectif de ce travail est de concevoir un robot mobile visant à améliorer les performances de réorientation obtenues par le robot mobile développé dans [19]. Le chapitre 2 présente la conception et la validation expérimentale de l'architecture mobile proposée et le chapitre 3 explicite certains détails supplémentaires concernant le développement du prototype. Finalement, en réponse aux limitations discutées au chapitre 2 concernant la planification de manoeuvres de réorientation en temps réel, le chapitre 4 présente une technique de fusion de données par filtre de Kalman étendu qui permettrait d'estimer l'orientation du prototype mobile développé en temps réel.

Chapitre 1

Reorientation of Free-Falling Legged Robots

1.1 Résumé

Cet article présente deux manoeuvres de réorientation inspirées du mouvement de redressement d'un chat appliquées aux robots à pattes permettant le redressement selon les axes de roulis et de tangage. Pour caractériser et planifier ces manoeuvres, deux modèles mathématiques équivalents décrivant la cinématique et la dynamique des corps articulés en apesanteur sont étudiés et formulés. Une architecture quadrupède généralisée est ensuite proposée pour démontrer les manoeuvres étudiés. Des simulations cinématique et dynamique sont effectuées et les résultats obtenus valident les modèles mathématiques présentés et démontrent l'efficacité des manoeuvres proposées.

1.2 Abstract

Based on the cat righting reflex, this paper presents two reorientation manoeuvres for legged robots that can produce roll and pitch reorientation during free fall. In order to better describe and plan these manoeuvres, two separate, but equivalent, theoretical frameworks that describe the kinematic and dynamic behaviour of free-floating articulated architectures are explored and developed. A nine-degree-of-freedom quadruped robot architecture is then presented and used to demonstrate the proposed manoeuvres. Finally, kinematic and dynamic simulations of this architecture are performed. The results validate the presented theoretical framework and demonstrate that both roll and pitch reorientation are obtained through the application of the presented manoeuvres.

1.3 Introduction

Certain animals such as cats or lizards are capable of reorienting their bodies during a fall to ensure that they always land on their feet. Among the first to mathematically model this motion were Kane and Scher with their two cylinder cat, which demonstrated how cats were able to attain 180 degree rotations about the roll axis [4]. Other analyses of the mid-air reorientation manoeuvres followed, including further work by Kane and Scher on human reorientation [7], as well as papers studying the motion in other animals [5; 6; 20] and in certain sports, such as trampoline or diving [8; 9]. Another approach explored the use of gauge theory in modelling the free falling cat problem [21].

Along with theoretical interest in reorientation manoeuvres, interest in potential applications of the motion is also present, examples of which include satellite control using internal motions or reaction wheels [22; 23; 24] and effector control for robot arms in space [25; 26; 27], to name a few. A review on space robotics control is presented in [28]. More recent research on the topic focuses on the application of the cat-righting motion to terrestrial robots, the interest being impact mitigation during falls. This interest led to two separate ideas being developed, namely 1) reorientation using an added actuated appendage, inspired by reptilian reorientation manoeuvres by means of a tail, and 2) reorientation using closed-loop torso and leg movements¹ inspired by Kane and Scher's self-righting cat model. As far as reptilian based methods are concerned, Jusufi et al. were among the first to present a reorientation technique by which the addition of an appendage could allow for pitch axis rotation, which they demonstrated using a reptile inspired prototype [29]. This method was then improved upon through testing on wheeled robots in a subsequent series of papers [6; 30; 31]. Further work on applied reptilian self-righting motions includes the use of an actuated tail for landing position control in jumping robots [32; 15]. Regarding closed-loop motion inspired by the self-righting motion of cats, notable contributions include the application of closed-loop manoeuvres for the orientation control of free-floating planar manipulators [33] as well as the series of papers studying the impact of the amplitude scaling of the internal motions on the resulting motion in terms of reorientation amplitude and energy and force efficiency [34; 35].

Although much successful research pertaining to applied reorientation manoeuvres has been done since Kane and Scher first published their self-righting cat model, most of the related work is limited to reorientation about a single axis. For the reptilian inspired reorientation manoeuvres, this is somewhat of an intrinsic limitation since the use of a single revolute joint at the base of the added appendage only allows for reorientation about either the pitch or the yaw axes. Although the number of degrees of freedom (DoF) between the tail and the robot could be increased, the resulting reorientation is likely to be limited without sacrificing some of the method's simplicity. An example of this is work done by Chang-Siu et al., in which

1. Closed-loop movements refer to trajectories in the joint space for which the final configuration is identical to the initial configuration. Such trajectories are sometimes referred to as "cyclic trajectories".

multi-axis reorientation of a reptilian style robot is achieved with a two DoF tail at the cost of a more sophisticated control system which must consider workspace limitations and avoid singularities [36].

However, in the case of the cat inspired manoeuvres, which are generally more elaborate and complex than the tail based manoeuvres, there is no physical limitation as to why the resulting reorientation should be limited to one axis of movement. Garant et al. address this by developing a three DoF articulated robot capable of completing two separate, closed-loop manoeuvres which allow for reorientation about the roll and the pitch axes during free fall [37]. Given that any given rotation in three dimensional space can be described as a linear combination of rotations about any two distinct axes [18; 38], Garant et al.'s robot is thus capable of producing any desired reorientation provided that the fall lasts long enough. Nevertheless, notably for shorter falls, reorientation capabilities along the robot's roll and pitch axes would allow for much more efficient manoeuvres when it comes to controlling the desired landing configuration. Indeed, the direction in which the robot faces when landing is not as important as having it land in a configuration in which its main body axis is parallel to the plane of the landing surface (generally the horizontal plane) as well as right side up.

In this paper, a nine-DoF articulated architecture capable of reorientation about the roll and the pitch axes is presented with the aim of addressing the above mentioned limitations present in existing architectures. The structure of the paper is as follows : Section 1.4 briefly presents the theoretical framework used to describe the motion of free-floating robots and plan the proposed manoeuvres, Section 1.5 presents the proposed architecture and describes the manoeuvres used for reorientation and Section 1.6 presents the simulated results that demonstrate the reorientation capabilities of the proposed architecture and validate the theoretical framework. Finally, concluding remarks are given in Section 1.7.

1.4 Kinematic and Dynamic Analysis of Free-Floating Robots

In this section, the forward kinematics and dynamics of a general free-floating articulated structure, illustrated in figure 1.1, is solved with the aim of obtaining mathematical models that can be used to plan and validate the manoeuvres presented in the following sections of this paper. Since free-floating robots lack a fixed attachment, standard methods for solving these problems cannot be directly applied due to a lack of constraints. Vafa and Dubowsky address this problem by using the virtual manipulator approach [26]. In this approach, a fixed reference frame is set at the robot's centre of mass and is then linked up to the end effector using a virtual articulated chain for which the forward kinematics problem can be solved sequentially. Using this method, the end effector kinematics can be fully defined, from which the kinematics of the remaining links in the chain can also be obtained.

In the context of reorientation manoeuvres, the goal is to control the robot's orientation,

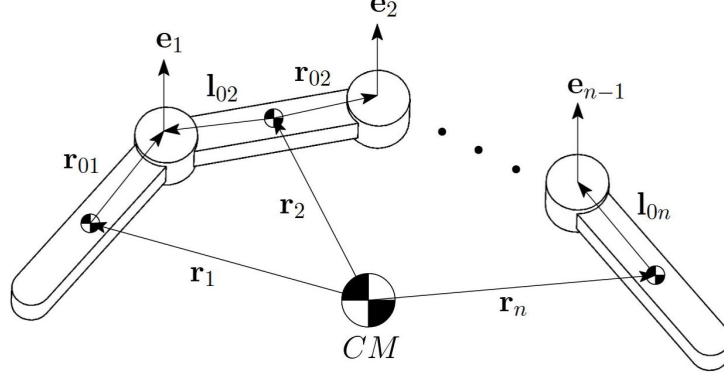


FIGURE 1.1 – General structure of a free-floating articulated robot with n links and $n - 1$ actuated revolute joints, where \mathbf{r}_i defines a vector connecting the robot's centre of mass (CM) to the centre of mass of each link, l_{0i} and \mathbf{r}_{0i} are vectors connecting a link's CM to the $(i - 1)$ th and i th joints respectively and \mathbf{e}_i is a unit vector along the i th joint. Figure taken from [33].

which can be described using the orientation of any of the links in the chain, in this case, the first link in the chain, referred to as the base link. Similarly to Vafa and Dubowsky's virtual manipulator approach, a fixed reference frame is set at the robot's centre of mass and is linked to the base link by means of a virtual, six-DoF joint. Three of these DoFs describe the orientation of the base link with respect to the fixed reference frame and the other three describe the components of the position vector of the base link's centre of mass with respect to the fixed reference frame. Once these six parameters are known, the forward kinematics and dynamics problems can be applied to free-floating manipulators. In order to define these six DoFs, additional constraints must be considered. Sections 1.4.1 and 1.4.2 show how force and momentum conservation principles can be used to define the required constraints.

1.4.1 Augmented Dynamic Model

As previously mentioned, the general formulation of the dynamics of serial robots cannot be solved for free-floating robots without the addition of further constraints. Such constraints are defined by considering the virtual actuator parameters, in this case, the base link position and orientation, as well as, the external forces applied to the robot's base link. With these additional constraints, an augmented formulation of the dynamics of serial mechanisms based on the Lagrangian representation of the equations of motion, as described in [39], can be written as :

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau} \\ \boldsymbol{\tau}_{ext} \end{bmatrix} = \mathbf{M}_{aug} \dot{\boldsymbol{\phi}}_{aug} + \dot{\mathbf{M}}_{aug} \boldsymbol{\phi}_{aug} - \frac{\partial T}{\partial \boldsymbol{\theta}_{aug}} \quad (1.1)$$

where $\boldsymbol{\tau}$ is the vector containing the actuator torques, $\boldsymbol{\tau}_{ext}$ is the six-dimensional vector of external forces, \mathbf{M}_{aug} is the robot's generalized inertia matrix derived considering the augmen-

ted articular parameters, T is the total kinetic energy of the manipulator and the augmented articular position, velocity and acceleration vectors are defined as :

$$\boldsymbol{\theta}_{aug} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\theta} \\ \mathbf{r}_b \\ \boldsymbol{\theta}_b \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{\phi}_{aug} = \begin{bmatrix} \dot{\boldsymbol{\theta}} \\ \dot{\mathbf{r}}_b \\ \boldsymbol{\omega}_b \end{bmatrix}, \quad \dot{\boldsymbol{\phi}}_{aug} = \begin{bmatrix} \ddot{\boldsymbol{\theta}} \\ \ddot{\mathbf{r}}_b \\ \dot{\boldsymbol{\omega}}_b \end{bmatrix} \quad (1.2)$$

where $\boldsymbol{\theta}$, $\dot{\boldsymbol{\theta}}$ and $\ddot{\boldsymbol{\theta}}$ are the articular position, velocity and acceleration vectors, \mathbf{r}_b , $\dot{\mathbf{r}}_b$ and $\ddot{\mathbf{r}}_b$ are the base link's position, velocity and acceleration vectors and $\boldsymbol{\theta}_b$, $\boldsymbol{\omega}_b$ and $\dot{\boldsymbol{\omega}}_b$ are the base link's orientation, angular velocity and angular acceleration vectors (all with respect to the fixed reference frame). It is worth noting that equation (1.1) does not depend on the robot's potential energy because it does not affect the robot's internal dynamics in the case of free-floating and free-falling robots.

Equation (1.1) can be solved numerically by posing initial conditions for $\dot{\mathbf{r}}_b$, $\boldsymbol{\theta}_b$ and $\boldsymbol{\omega}_b$ and by determining \mathbf{r}_b from the robot's centre of mass. External forces must also be known or modelled. For free-falling applications, friction forces are generally the main external forces to consider, but are often negligible for short falls. In such cases, $\boldsymbol{\tau}_{ext}$ from equation (1.1) can be replaced with the zero vector of appropriate dimension. The initial values of \mathbf{M}_{aug} , $\dot{\mathbf{M}}_{aug}$ and $\frac{\partial T}{\partial \boldsymbol{\theta}_{aug}}$ can then be obtained, leaving only $\ddot{\mathbf{r}}_b$, $\dot{\boldsymbol{\omega}}_b$ and $\boldsymbol{\tau}$ as unknowns in equation (1.1). Moreover, by defining

$$\mathbf{C} \equiv \frac{\partial T}{\partial \boldsymbol{\theta}_{aug}} - \dot{\mathbf{M}}_{aug} \boldsymbol{\phi}_{aug} \quad (1.3)$$

and

$$\mathbf{M}_{aug} = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_{11} & \mathbf{M}_{12} \\ \mathbf{M}_{21} & \mathbf{M}_{22} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{C} = \begin{bmatrix} \mathbf{C}_1 \\ \mathbf{C}_2 \end{bmatrix}, \quad (1.4)$$

equation (1.1) can be split into two separate sets of equations :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}_{11} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{M}_{12} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{r}}_b \\ \dot{\boldsymbol{\omega}}_b \end{bmatrix} + \mathbf{C}_1 \quad (1.5)$$

$$\mathbf{0}_{6 \times 1} = \mathbf{M}_{21} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{M}_{22} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{r}}_b \\ \dot{\boldsymbol{\omega}}_b \end{bmatrix} + \mathbf{C}_2 \quad (1.6)$$

where \mathbf{M}_{ij} and \mathbf{C}_i are submatrices of \mathbf{M}_{aug} and \mathbf{C} respectively. Since it no longer depends on $\boldsymbol{\tau}$, equation (1.6) can be solved for $\ddot{\mathbf{r}}_b$ and $\dot{\boldsymbol{\omega}}_b$, which are then inserted in equation (1.5) to obtain $\boldsymbol{\tau}$. $\ddot{\mathbf{r}}_b$ and $\dot{\boldsymbol{\omega}}_b$ are then integrated in order to obtain $\dot{\mathbf{r}}_b$ and $\boldsymbol{\omega}_b$, which are used to determine the base link's orientation for the following time step, and \mathbf{r}_b is obtained from the updated position of the robot's centre of mass. The values of \mathbf{M}_{aug} , $\dot{\mathbf{M}}_{aug}$ and $\frac{\partial T}{\partial \boldsymbol{\theta}_{aug}}$ for this time step can then be determined, after which equation (1.6) can be solved and so on. By

repeating this process for each point in the prescribed trajectory, it is possible to fully describe the kinematics and dynamics of a free floating robot.

1.4.2 Model Based on the Conservation of Momentum

Another approach that can be used to describe the kinematic and dynamic behaviour of free-floating robots is similar to the one presented in [37]. In this approach, the forward kinematic and dynamic problems are dealt with separately. Indeed, the laws of conservation of linear and angular momentum are first used to complete the missing constraints in the kinematics problem and the obtained solution is then used to round out the dynamics problem.

The general formulation of the law of conservation of linear and angular momentum for a free-floating robot can be written as :

$$\sum_{j=1}^k m_j \dot{\mathbf{r}}_j = \mathbf{p}_{j0} \quad (1.7)$$

$$\sum_{j=1}^k (\mathbf{r}_j \times m_j \dot{\mathbf{r}}_j + \mathbf{I}_j \boldsymbol{\omega}_j) = \mathbf{l}_{j0} \quad (1.8)$$

where j indicates the link, m_j its mass, \mathbf{r}_j its position vector with respect to the robot's centre of mass, $\dot{\mathbf{r}}_j$ its velocity vector, \mathbf{I}_j its inertia matrix, $\boldsymbol{\omega}_j$ its angular velocity vector, \mathbf{p}_{j0} its initial linear momentum and \mathbf{l}_{j0} its initial angular momentum. By assuming a stationary centre of mass as well as by using the physical constraints that connect each link in the chain, it is possible to express all the kinematic parameters of each link as a function of the kinematic parameters of the link that precedes it in the chain, namely

$$\mathbf{r}_j = f(\mathbf{r}_{j-1}, \boldsymbol{\theta}_{j-1}) \quad (1.9)$$

$$\dot{\mathbf{r}}_j = f(\dot{\mathbf{r}}_{j-1}, \boldsymbol{\omega}_j) \quad (1.10)$$

$$\boldsymbol{\omega}_j = f(\boldsymbol{\omega}_{j-1}, \dot{\boldsymbol{\theta}}_{j-1}). \quad (1.11)$$

By applying equations (1.9), (1.10) and (1.11) to each of the robot's links and then substituting them into equations (1.7) and (1.8), it is possible to rewrite these equations such that the base link kinematic parameters are the only remaining unknowns. Furthermore, since these equations are comprised of linear operations, all the terms relating to the base link can be collected and all the terms relating to the articular parameters can be assembled separately. Then, by combining the reformulated versions of equations (1.7) and (1.8), a general equation linking the base link parameters to the articular parameters can be obtained, with the remaining quantities, such as the mass and inertia of each link, appearing in matrices \mathbf{A} and

\mathbf{B} of dimension 6×6 and $6 \times k$ respectively. It is worth noting that to obtain equation (1.12), skew-symmetric matrices are used to represent the cross products that are present in equation (1.8) in order to facilitate term factorisation [40]. One then obtains :

$$\mathbf{A} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{r}}_b \\ \boldsymbol{\omega}_b \end{bmatrix} = \mathbf{B}\dot{\boldsymbol{\theta}}. \quad (1.12)$$

The forward kinematics of free-floating robots can now be solved by obtaining $\dot{\mathbf{r}}_b$ and $\boldsymbol{\omega}_b$ from equation (1.12), after which the dynamics can be solved using the top half of the augmented dynamic model (equation (1.5)).

1.4.3 Comparison

Although both approaches successfully describe the kinematics and dynamics of a free floating robot in the given conditions, it is important to note their differences in order to determine when one is to be favoured over the other, both when describing the dynamics of any free-floating articulated architecture and planning articular trajectories for any desire manoeuvre. The main points on which these approaches differ are in terms of complexity and versatility. Indeed, the model based on momentum conservation provides a more straightforward approach in which the kinematics and dynamics can be solved separately and analytically, while the augmented dynamic model requires a numerical approach to solve the kinematics and dynamics of the robot. However, the augmented dynamics model provides a greater level of flexibility since the torque constraints added to the augmented dynamic model can be used to represent external forces, such as drag forces, acting upon the free-floating robot. This is not possible in the momentum conservation based approach since momentum is only conserved in the absence of external forces. It is worth noting that both methods can describe motions with non-zero initial linear and angular momentum, assuming that these initial conditions are known.

1.5 Proposed Architecture and Reorientation Manoeuvres

The proposed nine-DoF robot architecture, shown in figure 1.2, is composed of a square base to which four two-DoF, RR appendages are attached. The architecture of these appendages is inspired from the robot presented in [37], with, referring to the configuration shown at the top of figure 2, the first DoF allowing a rotation of the appendage about the y axis (joints R5 to R8) and the second DoF allowing rotations of the end piece about the x axis (joints R9 to R12). The remaining DoF controls the four rotary joints (R1 to R4) connecting each appendage to the base, which are coupled by a mechanism that is not represented in figure 1.2. These serve solely to switch between the configurations.

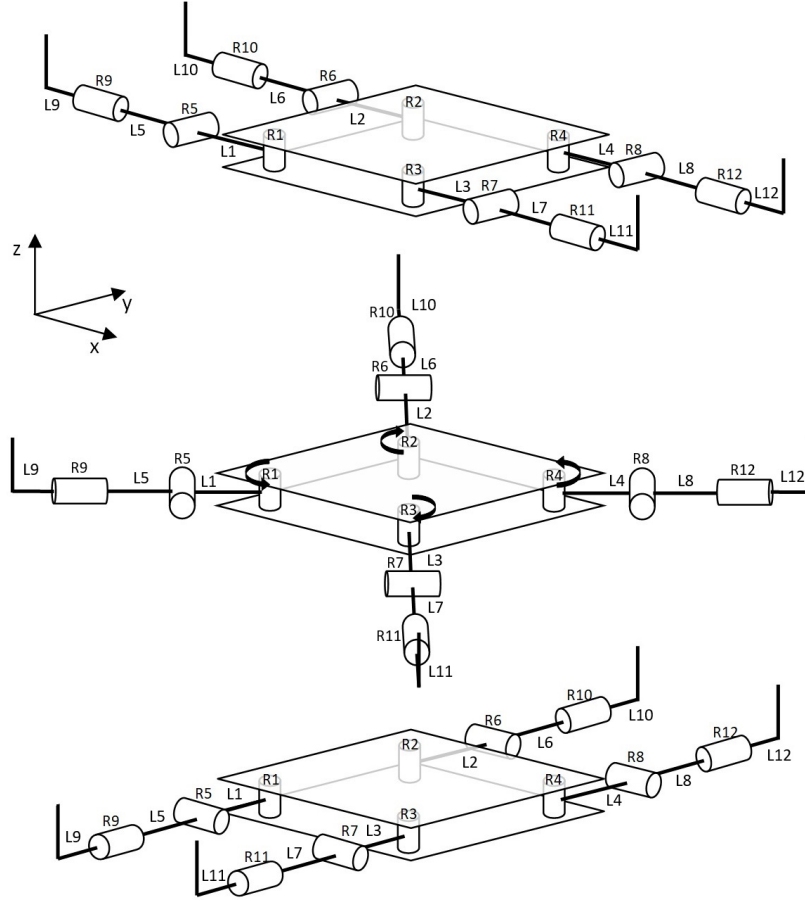


FIGURE 1.2 – Proposed robot architecture for free floating reorientation, composed of a central base and four appendages, each comprised of three links and three rotary joints. The upper image shows the robot’s first configuration, in which roll reorientation can be induced, and the lower image shows the robot’s second configuration, in which pitch reorientation can be induced. These configurations are referred to as the roll and pitch configurations respectively in this paper. The middle image demonstrates the transition from the roll configuration to the pitch configuration using joints R1 to R4, which are mechanically coupled.

The reorientation capabilities of the proposed robot architecture can be divided into two separate closed-loop trajectories, shown in figure 1.3. Closed-loop trajectories are preferred to open-loop ones because they ensure that the initial and final configurations of the robot are the same. Based on the conservation of angular momentum, the presented trajectories both reorient the robot along the same axis but differ in the amplitude of reorientation.

For the first manoeuvre (coarse manoeuvre), the end pieces are rotated at the same time and in the same direction for a full rotation, causing the robot to rotate about the same axis in the opposite direction. This manoeuvre can be repeated as many times as required to reorient the falling robot, but cannot provide reorientation of smaller amplitude than the minimum determined by the ratio of inertia between the four end pieces and the remainder of the links.

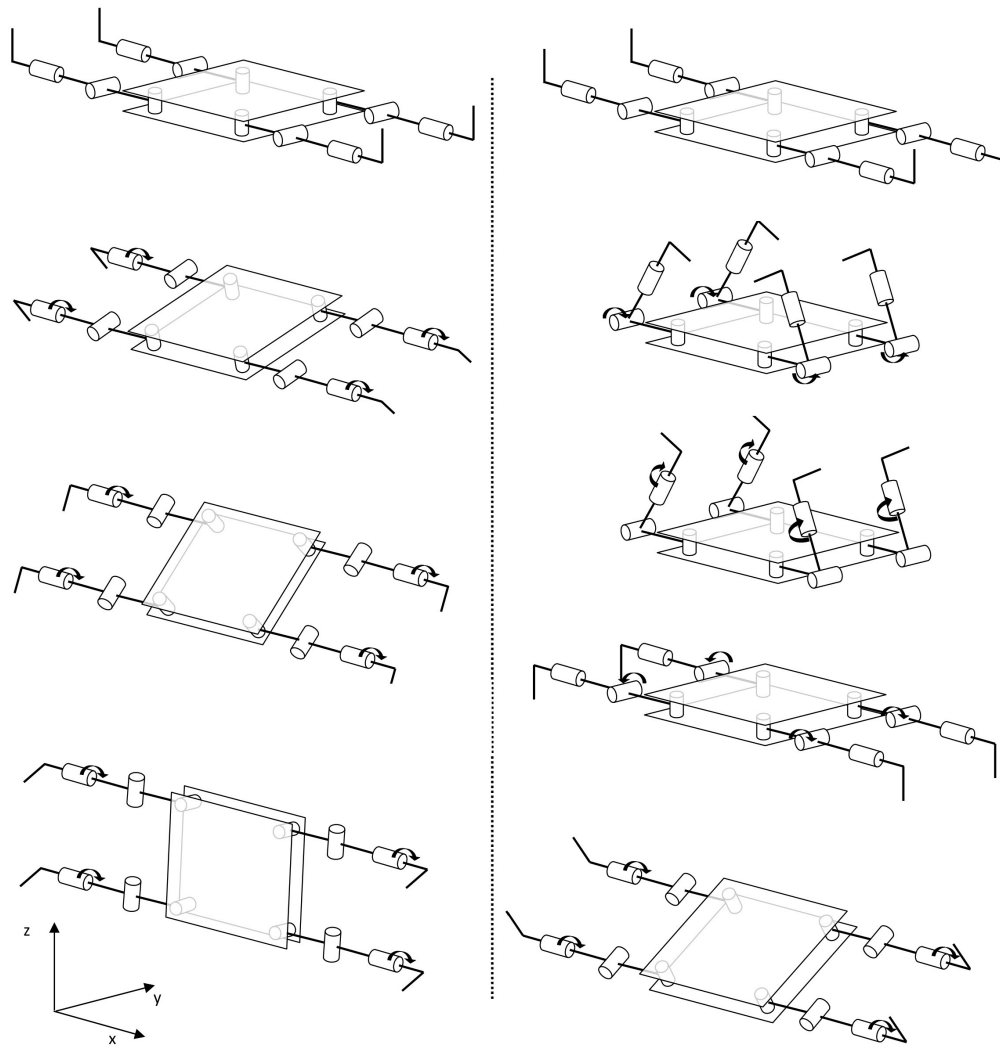


FIGURE 1.3 – Reorientation manoeuvres for the roll configuration. The sequence of images of the left shows the progression of the coarse reorientation manoeuvre and the sequence of images on the right shows the progression of the fine reorientation manoeuvre. The sequence of motions that make up each manoeuvre remains the same for the pitch configuration.

The second manoeuvre (fine manoeuvre), inspired by [37], is more elaborate, but more flexible than the first one. Indeed, it can be used to obtain rotations of a smaller amplitude than the coarse manoeuvre. The first step in the fine manoeuvre is to fold up the appendages of the robot. Doing so increases the inertia of the main body and appendages to a value much larger than that of the end pieces about the end pieces' axis of rotation, meaning that the end pieces can be rotated with little induced rotation of the remaining links. The end pieces are then wound up to a certain angle in the direction opposite to the one that induces the desired rotation. After unfolding the appendages, the end pieces can be returned to their initial position, inducing the desired rotation of the robot. For end piece rotations of less than 360 degrees, this induced rotation can be of smaller amplitude than the minimal rotation induced

by the coarse trajectory, while still maintaining the closed loop nature of the manoeuvre due to the increased body and appendage inertias within the intermediate configuration. It is also worth noting that the folding angle of the appendages (controlled by R5 to R8) can also be a parameter used to adapt the fine manoeuvre depending on the required rotation.

With these manoeuvres and the ability to change configurations, the proposed architecture is capable of reorienting itself about the roll and pitch axes and, therefore, can control its landing configuration. Furthermore, with enough time, any desired three dimensional rotation of the free falling robot can be obtained by sequencing these manoeuvres and configuration changes. The exact sequence of manoeuvres and configuration changes required for a given desired reorientation can be determined with the theoretical frameworks presented in the previous section.

It is important to mention that the proposed architecture is built as a simplified quadruped robot. This is done in order to show how the above presented manoeuvres can be completed by certain existing legged robot architectures with little to no modification. Indeed, the coarse manoeuvre can be completed by robots whose appendages have at least two R joints allowing yaw and roll rotation (R1 and R5 in figure 1.2). Examples of quadruped robots that meet these requirements are the Tekken robot [41; 42; 43], made to walk on difficult and irregular terrain, and the walking and crawling ALoF robot [44]. Furthermore, some highly complex robots, such as certain humanoid robots, are also capable of such reorientation manoeuvres, an example of which is the BHR5 robot [45]. However, it should be noted that some quadruped robots such as Boston Dynamic’s BigDog [46] and the MIT Cheetah [47] do not have yaw control of their appendages, meaning that they cannot achieve both pitch and roll reorientation without additional R joints on their appendages or a restructuring of their appendage architecture.

1.6 Simulated Results and Discussion

In order to validate the theoretical models and the manoeuvres presented, the robot architecture shown in figure 1.2 is modelled in a *Siemens NX* motion simulation (figure 1.4), and both of the reorientation trajectories are reproduced (figure 1.5). Mass and inertia values of each link are given in table 1.1. For all presented simulations, it is assumed that the robot has no initial momentum. In the context of this paper, this assumption is justified as initial linear momentum is of no consequence for reorientation manoeuvres and initial angular momentum only affects trajectory planning and does not affect the feasibility of the motions. However, in a more practical context, non-zero initial angular momentum could be measured using certain sensors, such as gyroscopes, and then factored in during the trajectory planning phase.

During the simulation, the required torques and resulting base link (square base in this case) kinematics are monitored and compared to the corresponding theoretical values for specific trajectory amplitudes. These results for the roll configuration are shown in figures 1.6 to 1.9.

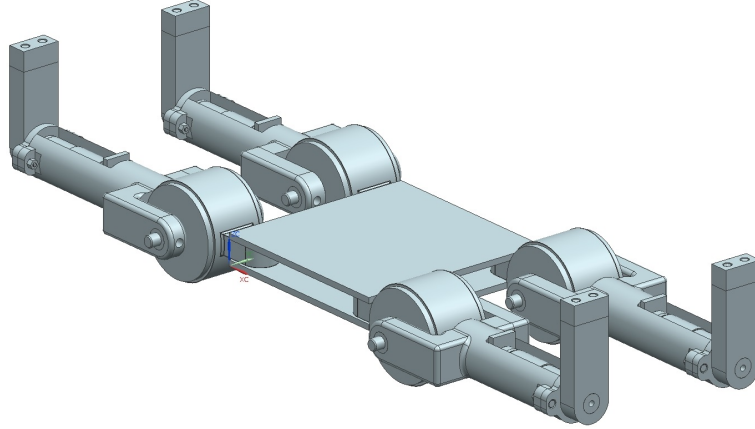


FIGURE 1.4 – Simulated robot architecture. Maxon *EC-i 40* and *RE-max 17* motors are used to simulate joints R5 to R8 and R9 to R12 respectively. The end piece structure is inspired from [37], with the cap on the end of each end piece serving as a means to adjust the weight and inertia of the end pieces.

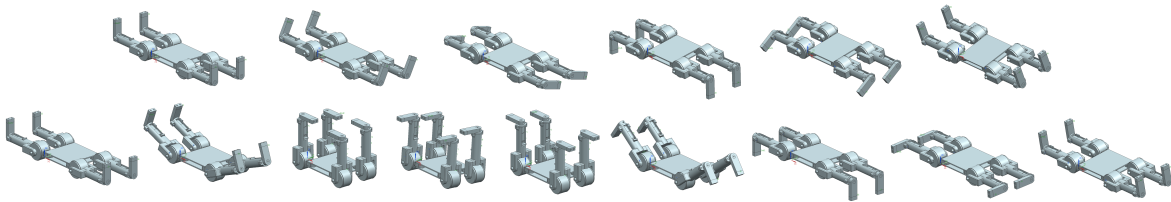


FIGURE 1.5 – Simulated manoeuvres for the roll configuration. The upper sequence of images shows the progression of the coarse manoeuvre and the lower sequence of images shows the progression of the fine manoeuvre. A video demonstration of these manoeuvres is shown in https://youtu.be/XZs_ksSixFc.

The simulation results are shown in green, while the augmented dynamics and momentum conservation based models are shown in black and red respectively. Actuator torques for joints R1 to R4 are not monitored as these joints are locked during the manoeuvres. As it can be seen in these figures, the dynamic and kinematic behaviour of the robot is accurately modelled by both of the presented theoretical methods for the roll configuration (the different curves can hardly be distinguished on the graphs). Nearly identical results are obtained for the pitch configuration, from which the same conclusions can be drawn. These results are omitted to avoid redundancy. Therefore, the simulation results validate the presented theoretical models.

In order to verify and characterize the reorientation obtained from the proposed manoeuvres, the base link's orientation is also monitored during the motion simulation and is shown in figures 1.10 and 1.11. From these figures, it is possible to note that rotation of the base link is induced about the desired axis in all cases, validating the reorientation capabilities of the proposed manoeuvres. It is also important to note that, for the chosen trajectory parameters,

TABLE 1.1 – Mass and inertia values of each link. Mass and inertia electronics to operate the motors are not included in these values.

Link	Mass [kg]	Inertia [$\times 10^{-4}$ kg m ²]*		
		Roll	Pitch	Yaw
Base	0.0646	0.578	0.578	1.102
L1-L4	0.0268	0.0748	0.133	0.115
L5, L8	0.0562	0.153	0.661	0.774
L6, L7	0.0511	0.149	0.518	0.630
L9-L12	0.0266	0.0891	0.0828	0.0107
EC-i 40	0.170	0.238	0.296	0.238
RE-max 17	0.026	0.00944	0.704	0.697

* Inertia values are given with respect to each link's centre of mass.

the fine manoeuvre yields a rotation of smaller amplitude than the coarse manoeuvre, which validates that, for certain trajectory parameters, the fine manoeuvre can induce rotations of smaller amplitude than the coarse manoeuvre. This also supports the idea of using these manoeuvres sequentially to obtain the desired rotation of the base link, should the coarse manoeuvre not provide sufficient precision.

Even though it is not the primary aim of the presented work, it is important to determine the feasibility of these motions. Throughout both manoeuvres, for the chosen time frame, the torque requirements reach a maximum of 4.88 Nm for joints R5 to R8 and of 0.345 Nm for joints R9 to R12. With a gearbox ratio of 33 :1, the Maxon *EC-i 40* motor is capable of generating torques larger than 0.500 Nm in bursts while still providing the required motor speeds. This is not the case with the *RE-max 17* motor, which cannot meet both torque and speed requirements to complete the desired motions. Nevertheless, this motor can be replaced with a more powerful motor, such as the Maxon *EC-max 22*, which, with a gearbox ratio of 5.8 :1, is capable of providing torques larger than 0.400 Nm in bursts while generating the desired motor speeds². Therefore, it is feasible that the proposed reorientation manoeuvres be completed in the chosen time frame. Moreover, the simulation results show that a reorientation of 21 degrees can be attained within 0.06 seconds with the coarse manoeuvre and that finer reorientations can be achieved within 0.16 seconds with the fine manoeuvre. This suggests that a full 180 degree reorientation could be achieved roughly within the time of a two metre fall (0.65 seconds). Indeed, by completing the coarse manoeuvre eight successive times, inducing a 168 degree reorientation, followed by the fine manoeuvre to induce a 12 degree reorientation, a 180 degree rotation of the base link can be achieved in 0.65 seconds. If the reorientation of the

2. It is worth noting that these motors are slightly larger and heavier than the *RE-max 17*. However, certain design optimizations could mitigate the effect of this, such as placing the motors that drive joints R9 to R12 closer to the base of links L5 to L8 and reducing the length of links L5 to L8. Trajectory planning can also be optimized to reduce motor requirements, generally at the cost of smoothness of motion.

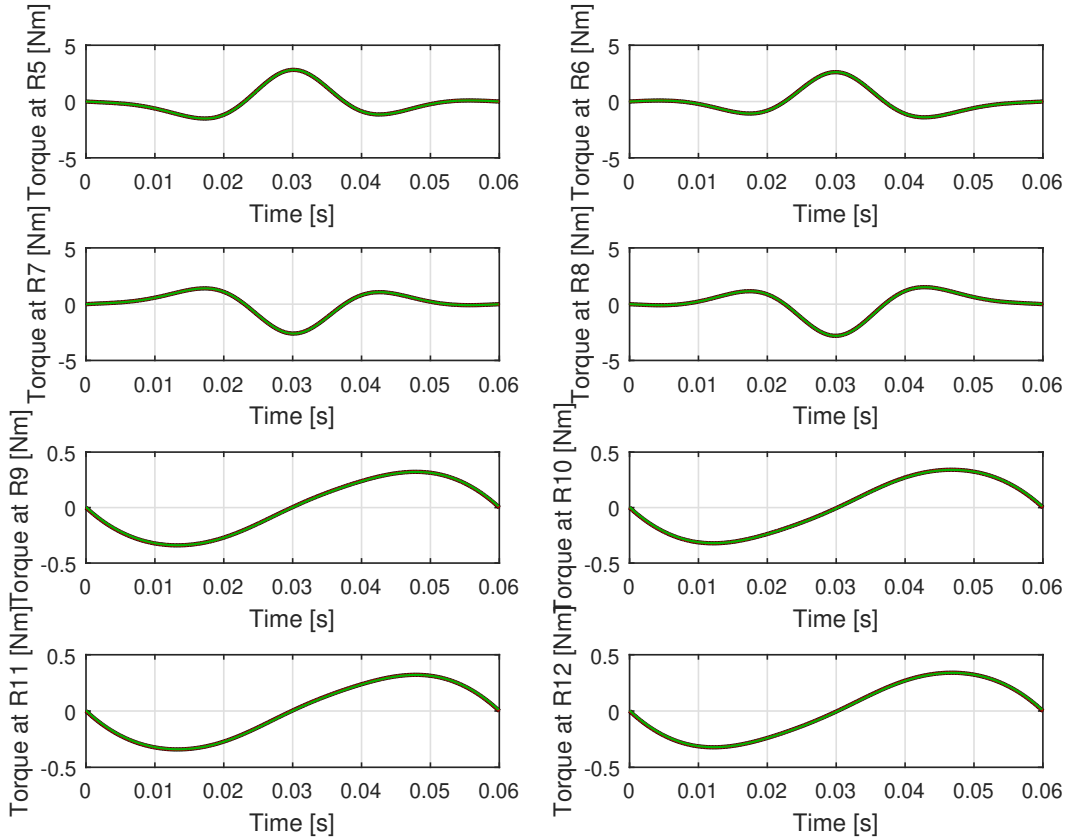


FIGURE 1.6 – Actuator torques for joints R5 to R12 throughout the coarse manoeuvre for an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 360 degrees while in the roll configuration. Similar results are obtained for the pitch configuration.

fine manoeuvre is not needed, the coarse manoeuvre could be completed seven times within the time of a one metre fall (0.45 seconds) for a total reorientation of 147 degrees³. Indeed, it can reasonably be assumed that legged robots could handle a certain orientation error at landing.

Although the obtained simulated results support the theoretical models and the reorientation manoeuvres proposed in this paper, there are a few limitations to the work done in this paper that should be mentioned. Firstly, no experimental validation of the presented methods is given, limiting the conclusions that can be drawn with respect to the the validity of these methods applied to real life situations. Secondly, none of the on-board electronics that would be required to actuate and control the robot were simulated. These limitations are to be addressed in future works. An additional limitation worth noting is that the link parameters and materials used in the presented simulation were not optimized in order to maximize the

3. These examples do not take into account a configuration change because a 180 degree rotation about one axis is the largest reorientation that could be required when controlling a robot's landing configuration. Cases for which a configuration change is necessary would require a shorter sequence of manoeuvres in each configuration.

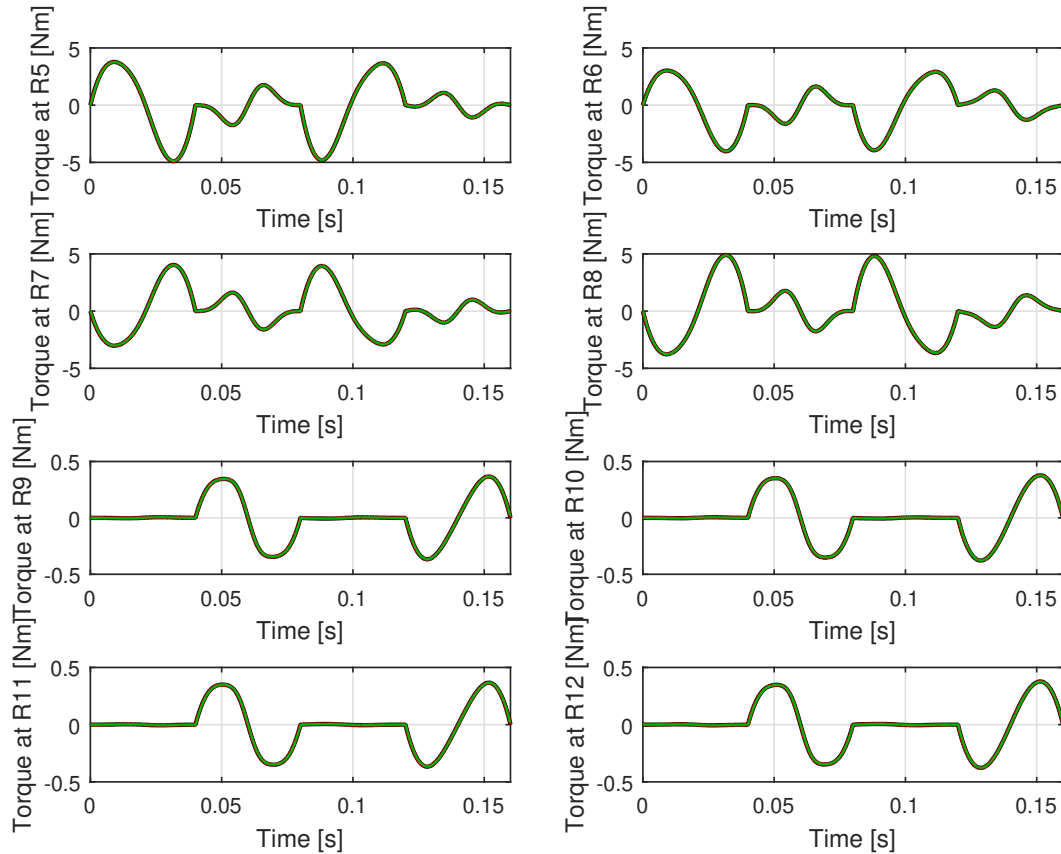


FIGURE 1.7 – Actuator torques for joints R5 to R12 throughout the fine manoeuvre with a folding angle (R5 to R8) of 90 degrees and an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 180 degrees while in the roll configuration. Similar results are obtained for the pitch configuration.

obtained reorientation for the capabilities of the chosen motors. However, the relationship between link parameters and the resulting reorientation for a given articular trajectory can be obtained using one of the presented theoretical frameworks, with which such an optimization can be done.

It is also worth mentioning that, although the manoeuvres are well adapted to some existing legged robots, certain physical limitations, such as maximum motor acceleration and torque as well as joint limitations, may limit the amplitude of reorientation that these robots can achieve as well as the speed at which reorientation can be achieved. An obvious, yet mostly undesirable, solution is to make the required design modifications for these robots to fully implement the presented manoeuvres. However, for robots of sufficient complexity, the relationship between a robot's orientation and its articular parameters given by the presented dynamic modelling methods can be used to modify, optimize and design manoeuvres for the given context. Indeed, the manoeuvres presented in this paper represent the bare-bones application of cat-inspired righting techniques to quadruped robots and, therefore, will not be

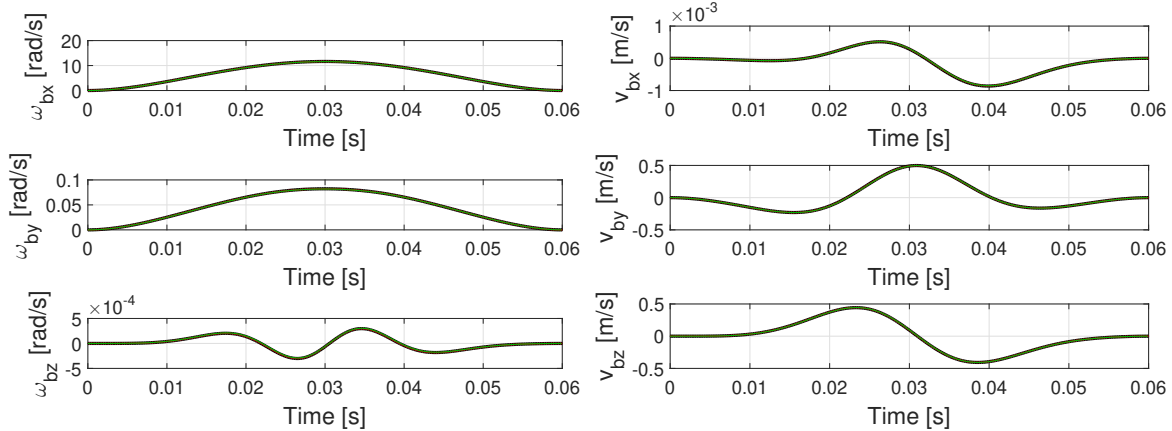


FIGURE 1.8 – Base link linear and angular velocity throughout the coarse manoeuvre for an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 360 degrees while in the roll configuration. Similar results are obtained for the pitch configuration.

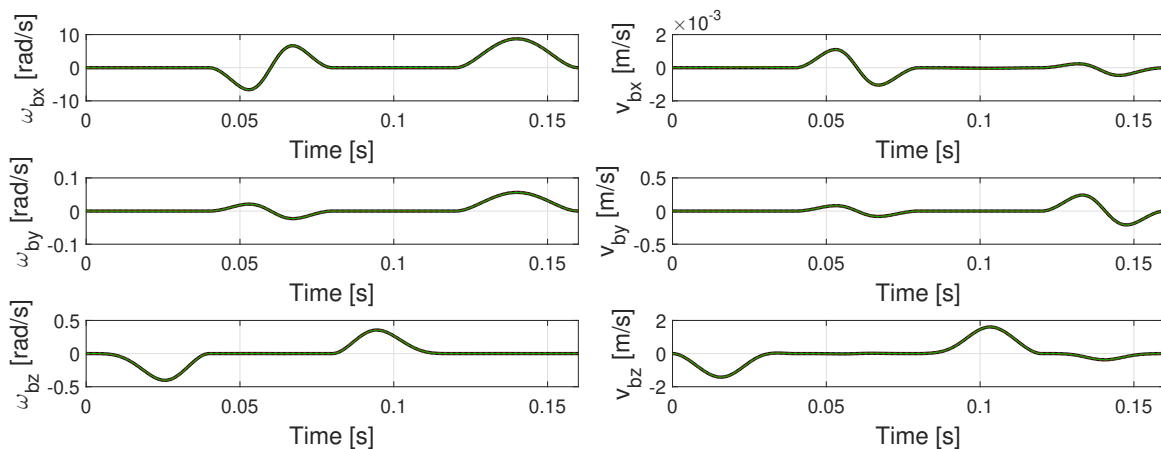


FIGURE 1.9 – Base link linear and angular velocity throughout the fine manoeuvre with a folding angle (R5 to R8) of 90 degrees and an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 180 degrees while in the roll configuration. Similar results are obtained for the pitch configuration.

optimal for every quadruped robot.

1.7 Conclusion

This paper presented a novel robot architecture with the goal to address certain shortcomings in the existing robot adaptations of the cat righting motion, such as the limitation of reorientation to only one axis and the limited applicability of previously presented manoeuvres to existing robot architectures. The proposed architecture, built as a simplified quadruped robot, features two reorientation manoeuvres which allow for reorientation about the roll and pitch axes depending on the initial robot configuration. A survey of the literature on legged

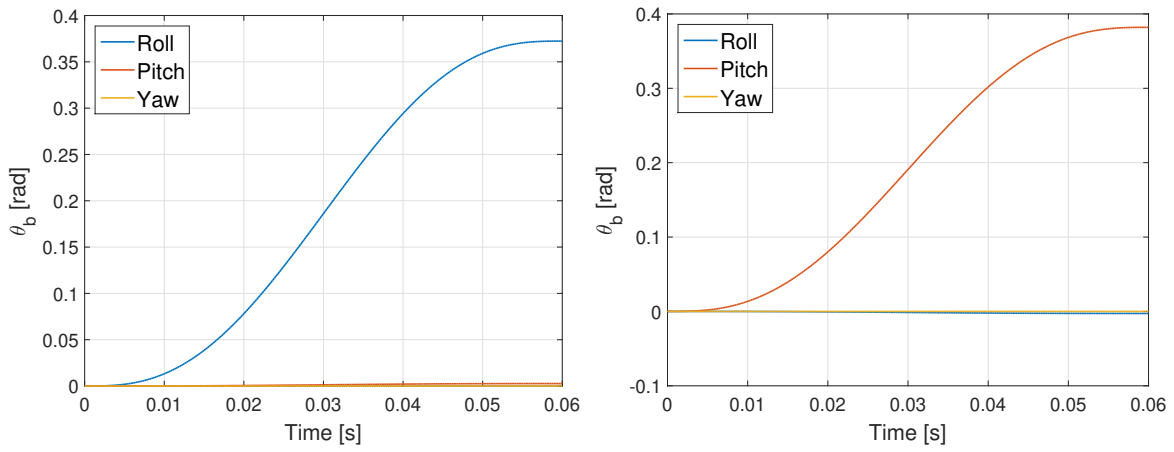


FIGURE 1.10 – Base link angle throughout the coarse manoeuvre with an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 360 degrees while in the roll configuration (left) and in the pitch configuration (right).

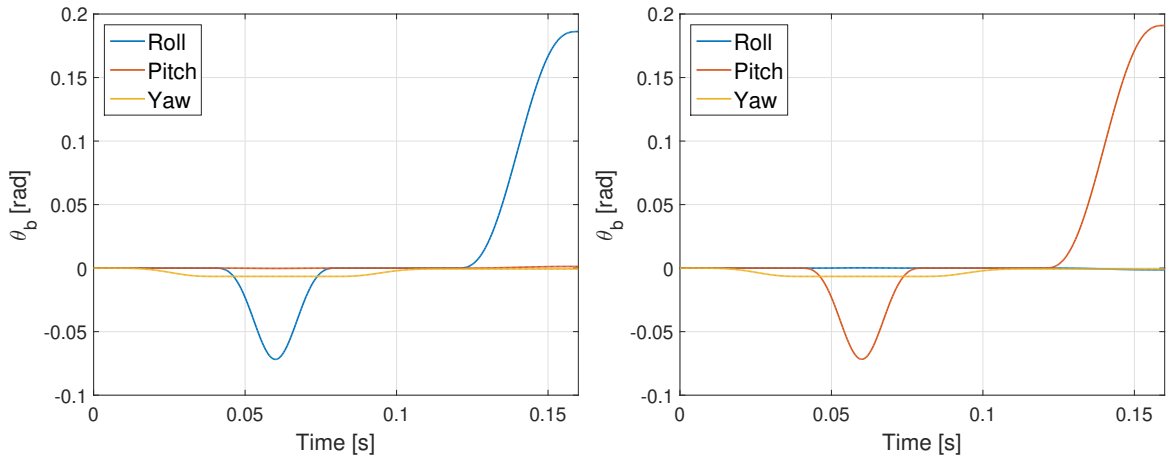


FIGURE 1.11 – Base link angle throughout the fine manoeuvre with a folding angle (R5 to R8) of 90 degrees and an amplitude of rotation of the end pieces (R9 to R12) of 180 degrees while in the roll configuration (left) and in the pitch configuration (right).

robots revealed that certain robots have the required appendage structure to complete the presented manoeuvres. Furthermore, kinematic and dynamics simulations validated the presented manoeuvres and the presented theoretical frameworks for describing free floating robot motion. Thus, both above mentioned limitations have been addressed by the presented work. The feasibility of these manoeuvres was also assessed by comparing required torque and speed values at every joint to existing motor specifications.

Further improvements to the work done in this paper will include experimental validation of the presented manoeuvres as well as elaborating the proposed architecture in order to include walking manoeuvres to further showcase the applicability of the presented manoeuvres to existing legged robots. Experimental validation would also require work on pose detection and fall detection mechanisms in order to measure the robot's orientation throughout the fall as well as detect when falls occur. Further work could also include the application of the presented principles to mobile robots.

Chapitre 2

Multi-axis Reorientation of a Free-falling Omnidirectionnal Wheeled Robot

2.1 Préambule

Suite aux conclusions tirées au chapitre 1, il est clair qu'une démonstration expérimentale des manoeuvres de réorientation présentées est nécessaire pour établir sans doute leur viabilité dans un contexte pratique. L'objectif de l'article présenté dans ce chapitre est donc d'effectuer ces démonstrations. Cependant, certains défis pratiques liés au développement d'un prototype de robot de réorientation articulé similaire à celui présenté dans le chapitre précédent ont mené à un changement de l'architecture utilisée pour valider expérimentalement les manoeuvres de redressement. Cette préface reprend donc les conclusions du chapitre 1 et explique en quoi une architecture mobile est préférable pour effectuer les démonstrations désirées.

Malgré l'efficacité des manoeuvres de réorientation présentées au chapitre précédent, les simulations dynamiques effectuées ont permis de conclure que les moteurs utilisés dans la simulation ne peuvent pas atteindre les couples maximaux exigés par les trajectoires articulaires correspondantes. En effet, tel que mentionné au chapitre précédent, il serait nécessaire d'ajouter un réducteur de ratio 33 pour 1 aux moteurs choisis dans le cas des articulations R5 à R8, et, dans le cas des articulations R9 à R12, il serait nécessaire de remplacer les moteurs choisis par un modèle de moteur un peu plus gros et puissant. Cela implique alors qu'il faudrait retravailler l'architecture de façon à inclure ces nouveaux composants. De plus, étant donné l'architecture sérielle des membrures de ce robot, l'inertie des nouveaux composants, surtout dans le cas des moteurs actionnant les articulations R9 à R12, contribuera de façon significative à l'inertie totale à redresser, ce qui affectera, à leur tour, les exigences maximales en couple pour effectuer les manoeuvres dans le temps désiré. Il faudra ensuite refaire les simulations dynamiques

pour déterminer si l’architecture modifiée atteint toujours les performances visées. Certes, ce processus de conception cyclique est plutôt standard pour le développement de prototypes en robotique, mais le fait d’utiliser une architecture articulée telle que présentée au chapitre 1 augmente significativement l’importance de l’inertie des moteurs par rapport à une structure plus compacte.

En outre, l’intérêt de concevoir un prototype multifonctionnel ajoute des défis supplémentaires au développement d’un prototype de l’architecture du chapitre 1. En effet, afin de démontrer l’applicabilité des manoeuvres présentées à des robots ayant d’autres fonctionnalités que le redressement lors d’une chute, il serait souhaitable de développer un prototype ayant la capacité d’accomplir d’autres tâches. Un bon exemple de telles tâches est le déplacement en parcours libre puisqu’il est facile d’imaginer des situations dans lesquelles un robot en parcours libre peut subir des chutes (par exemple, au déploiement du robot ou en parcourant des surfaces non planes). Toutefois, implémenter des manoeuvres de parcours libre à un robot quadrupède représente un défi de modélisation, de conception et de contrôle important [48], dont des exemples connus sont, entre autres, le robot *BigDog* de Boston Dynamics [46] et le robot *MIT Cheetah* [49; 50]. Tel que discuté à la fin de la section 1.5, il serait donc potentiellement préférable d’adapter les manoeuvres conçues à de telles architectures quadrupèdes existantes plutôt que d’en concevoir une nouvelle. Cependant, effectuer ce genre de travail éloignerait le projet des objectifs de cette maîtrise qui vise plutôt à améliorer les performances des robots de réorientation présentement dans la littérature pour des architectures généralisées.

À la lumière des points soulevés dans les paragraphes précédents, il est possible de conclure qu’une architecture articulée telle que présentée dans le chapitre 1 n’est pas idéale pour démontrer les manoeuvres de réorientation conçues dans un contexte pratique. Ainsi, une architecture à roues telle que celle présentée dans ce chapitre serait mieux adaptée pour effectuer les démonstrations voulues. En effet, en remplaçant les membrures articulées de l’architecture précédente par des roues, il est possible de rendre l’architecture plus compacte et de réduire l’importance de l’inertie des moteurs en les rapprochant du centre de masse du robot. De plus, l’utilisation de roues omnidirectionnelles permet de simplifier davantage l’architecture en permettant la réorientation selon plusieurs axes sans avoir à changer de configuration. La symétrie radiale des roues impliquent aussi que les manoeuvres de réorientation effectuées seront toujours à trajet fermé peu importe l’amplitude de rotation, ce qui enlève la nécessité d’avoir deux manoeuvres de résolution différentes. Finalement, le contrôle en parcours libre d’un robot mobile omnidirectionnel comprend un processus de modélisation et de contrôle plus envisageable dans le cadre de ce travail sans avoir à faire de compromis sur les capacités de réorientation visées. Ces modifications sont implémentées dans l’article présenté ci-dessous.

2.2 Résumé

Cet article présente un robot mobile omnidirectionnel ayant la capacité de se redresser afin de contrôler son orientation d’atterrissage lors de courtes chutes. L’architecture présentée a comme but d’ajouter aux performances atteintes dans les récentes innovations du domaine des robots de réorientation en complétant des manoeuvres de réorientation rapide et selon plusieurs axes. Pour valider ces manoeuvres, un prototype est construit et plusieurs démonstrations sont effectuées : une démonstration de ses déplacements en parcours libre et deux démonstrations de redressement en chute libre. D’une part, la démonstration en parcours libre vérifie que le prototype développé peut effectuer des translations selon les deux axes horizontaux et des rotations autour de l’axe de lacet. D’autre part, la première démonstration en chute libre montre qu’un redressement de 180 degrés selon un axe (le pire scénario pour la réorientation) est complété dans le temps d’une chute d’un mètre (environ 0.45 secondes). De plus, la deuxième démonstration en chute libre valide la capacité du prototype à se réorienter selon ses axes de roulis et de tangage simultanément. Alors, les capacités de réorientation rapide et multiaxe du prototype sont validées.

2.3 Abstract

This paper presents reorientation manoeuvres applied to an omnidirectional wheeled robot for impact mitigation during short falls. The proposed robot architecture aims to build upon recent innovations in reorientation robots to attain fast, multi-axis reorientation. Indeed, the use of omnidirectional wheels allows for simplifications to be made with respect to previous mobile robot architectures that make the proposed architecture more efficient for free fall reorientation, while still maintaining free roaming capabilities. To test these improvements, a prototype is built and a free roam and two free fall demonstrations are completed. On the one hand, the free roam demonstration validates that translation along both horizontal axes and rotation about the yaw axis are achieved with the presented prototype. On the other hand, the first free fall demonstration shows that a worst case scenario of a 180-degree reorientation about one axis can be completed in just under 0.45 seconds (one-metre fall) and the second free fall demonstration validates that the prototype is capable of simultaneous reorientation about both the roll and pitch axes. Therefore, the fast, multi-axis reorientation capabilities of the developed prototype are verified.

2.4 Introduction

Starting with Kane and Scher’s two-cylinder cat model [4], the mathematical modelling of reorientation manoeuvres in animals has been a field of interest for over half a century. Indeed, further studies of free fall reorientation followed Kane and Scher’s pivotal work, notably mathematical modelling of the cat-righting motion using gauge theory [21] as well as analysis

of reorientation in sports [8; 9] and in other animals [5; 6; 20]. Experimental work to reproduce reorientation manoeuvres in robots and explore potential applications of these manoeuvres naturally followed the theoretical analyses. One important application is the use of reorientation principles in space robotics since free-floating conditions are very similar to free-falling conditions, without the time constraint imposed by gravity. An example of the use of reorientation in space robotics is the work done on satellite reorientation [22; 23; 24], and other examples are provided in a review paper by Flores-Abad et al. [28].

Another important application of reorientation manoeuvres is their use in terrestrial robots, often for impact mitigation. A first branch of research in this field explores lizard inspired reorientation methods, that is, the use of an added actuated appendage to induce reorientation, applied to both articulated and mobile robots. Notable works on this subject include appendage actuation in a reptilian inspired prototype [29] and in mobile robots [30; 31] for fast reorientation about the pitch axis during free fall. This technique was also used for mid-air pose stabilization in jumping robots [14; 32; 15]. However, the primary drawback of the lizard inspired motions is that reorientation is generally limited about one axis. A second branch of research based on the cat-righting motion, characterized by the use of the falling body's own inertia to induce reorientation, addresses this limitation by using higher complexity motions to attain multi-axis reorientation, as shown by Gosselin et al. in a series of papers studying cat inspired reorientation techniques in free-floating and free-falling articulated robots [33; 37; 51]. Nevertheless, this method has its own drawbacks in terms of the higher complexity architectures and control techniques as well as the higher actuation requirements needed to complete the cat-inspired manoeuvres. Therefore, the reorientation requirements and the available complexity of the robot architecture in a given context determine which of the two reorientation methods is preferred.

A promising application of impact mitigation in terrestrial robots is their use in the deployment of response robots. Response robotics is a multi-disciplinary field that has seen increased interest in recent years and that is beginning to see increased adoption outside of research settings, such as, during the Notre Dame fire [52] and in response to the COVID-19 pandemic [53]. An analysis of historical use of rescue robots prior to 2012 highlights certain strengths and weaknesses of different response robot architectures [16]. With respect to terrestrial robots, this analysis notes their ability to manoeuvre rough and dangerous horizontal terrain, but their struggles with manoeuvring and deployment in vertically challenging terrain. The previously mentioned work on animal inspired reorientation could help mitigate some of these shortcomings, especially during deployment.

Recent work by Gonzalez et al. addresses this by using the wheel inertia of their mobile robot AGRO to control roll and pitch orientation during deployment [19; 54]. Indeed, Gonzalez et al. reorient their prototype from initial roll and pitch angles of 16 degrees and -23 degrees respectively during deployment from a height of 0.85 m, which corresponds to a 402 millisecond

fall. This work also improves upon prior work done on animal inspired reorientation by applying cat-inspired motions to mobile robots while limiting architectural complexity. Nevertheless, the results presented in these works show that the AGRO robot has a limited attainable reorientation amplitude and that four additional actuated joints were needed to achieve multi-axis rotation.

In this paper, an omnidirectional mobile robot architecture capable of fast, high amplitude multi-axis reorientation is proposed to address the above mentioned limitations. The following sections of the paper are divided as follows : Section 2.5 presents the proposed robot architecture and develops the kinematic equations required to control the robot during free fall. Section 2.6 presents the mechanical and hardware design of the developed prototype, while Section 2.7 presents and evaluates this prototype’s performance during both free roam and free fall. Finally, Section 2.8 provides concluding remarks and discusses potential future improvements of this work.

2.5 Proposed Architecture

The proposed robot architecture is shown in figure 2.1. This architecture is comprised of a solid square base and two pairs of omnidirectional wheels each aligned with one of the horizontal axes. Aligning each pair of wheels in this manner allows for reorientation to be achieved about both the roll and pitch axes during free fall by rotating the appropriate wheel pair, similarly to how inertia wheels and the AGRO robot from [19; 54] induce reorientation.

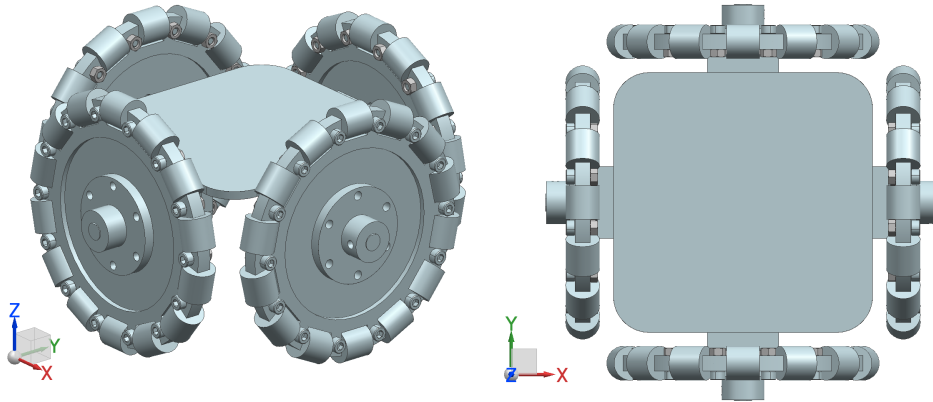


FIGURE 2.1 – CAD model of the proposed omnidirectional robot architecture in isometric (left) and top (right) views.

However, by using omnidirectional wheels, the proposed architecture can perform this multi-axis rotation during free fall without the need for steering joints, while maintaining full free-roaming capabilities¹. Furthermore, this design allows for each wheel to be linked to the base of

1. Free-roaming capabilities can be defined as translation along both axes in the horizontal plane and rotation about the vertical axis.

the robot with a single rotary joint (for a total of four rotary joints), making the architecture compact and efficient in terms of reorientation capabilities. Indeed, the simplicity of this architecture allows for wheel dimensions and, consequently, inertia of a similar magnitude to that of the whole robot to be used. Therefore, following the principle of conservation of angular momentum, rotation of the wheels will induce larger base reorientation than in less compact architectures.

2.5.1 Kinematic and Dynamic Modelling

In order to determine the appropriate motor trajectories required to complete the desired free roam displacements and free fall reorientation manoeuvres, the kinematic models must be developed for the proposed architecture. Since free-roaming models for omnidirectional robots is well documented [55], the free-roaming kinematics of the proposed architecture is presented in appendix A. Concerning the free fall dynamic model, it can be obtained using the laws of conservation of momentum. The motion of the wheels cannot impact the robot's linear momentum. However, wheel rotation during free fall will impact the robot's angular momentum. Indeed, in the absence of external forces, the relationship between wheel rotation and base rotation is dictated by the principle of conservation of angular momentum, which can be written as :

$$\sum_{j=1}^k (\mathbf{r}_j \times m_j \dot{\mathbf{r}}_j + \mathbf{I}_j \boldsymbol{\omega}_j) = \mathbf{h}_0 \quad (2.1)$$

where the index j indicates the component of the robot, m_j its mass, \mathbf{r}_j the position vector of its centre of mass, $\dot{\mathbf{r}}_j$ the corresponding velocity vector, \mathbf{I}_j its inertia matrix and $\boldsymbol{\omega}_j$ its angular velocity vector. Furthermore, \mathbf{h}_0 is the robot's initial angular momentum. Since the robot's relative configuration remains the same for any given wheel trajectory, it is possible to consider the mass of the wheels and their inertia with respect to their non-rotating axes as part of the main body of the robot. Hence, the first term on the left-hand side of equation 2.1 is then always zero, and the mass and inertia tensor of the main body include the mass and inertia of the wheels with respect to their non-rotating axes and the inertia tensor of the wheels includes only their rotating inertia. Moreover, given that the axis of rotation of each pair of wheels is fixed with respect to the robot's reference frame and that the axis of rotation of the wheel pairs are perpendicular to one another, it is possible to decouple equation (2.1) to one scalar equation in each of the roll and pitch axes. This equation can be written as :

$$I_w \omega_w + I_b \omega_b = h_{a0} \quad (2.2)$$

where I_w and ω_w are, respectively, the inertia and angular speed of the wheels along the desired axis of reorientation (active axis), I_b and ω_b are, respectively, the inertia and angular speed of the inactive components of the robot along the active axis and h_{a0} is the initial

angular momentum of the robot along the active axis². With equation 2.2, the required speed trajectories for each wheel pair can be determined from desired reorientation trajectories for both the roll and pitch axes. It is also worth noting that by differentiating equation 2.2 with respect to time, it is possible to describe the architecture’s reorientation manoeuvres at the acceleration level.

2.6 Prototype

In order to demonstrate the capabilities of the proposed architecture, a prototype is developed. This prototype is designed to be capable of free roam motion, but is optimized for fast, multi-axis reorientation. Indeed, the presented prototype is designed to achieve reorientation about both the roll and pitch axes, as well as, to be capable of completing a 180-degree reorientation about one axis — that is, the worst case scenario for free fall reorientation — during a one-metre fall (roughly 0.45 seconds). The prototype developed in this paper is shown in figure 2.2 and a list of its components and their mass is given in table 2.1.

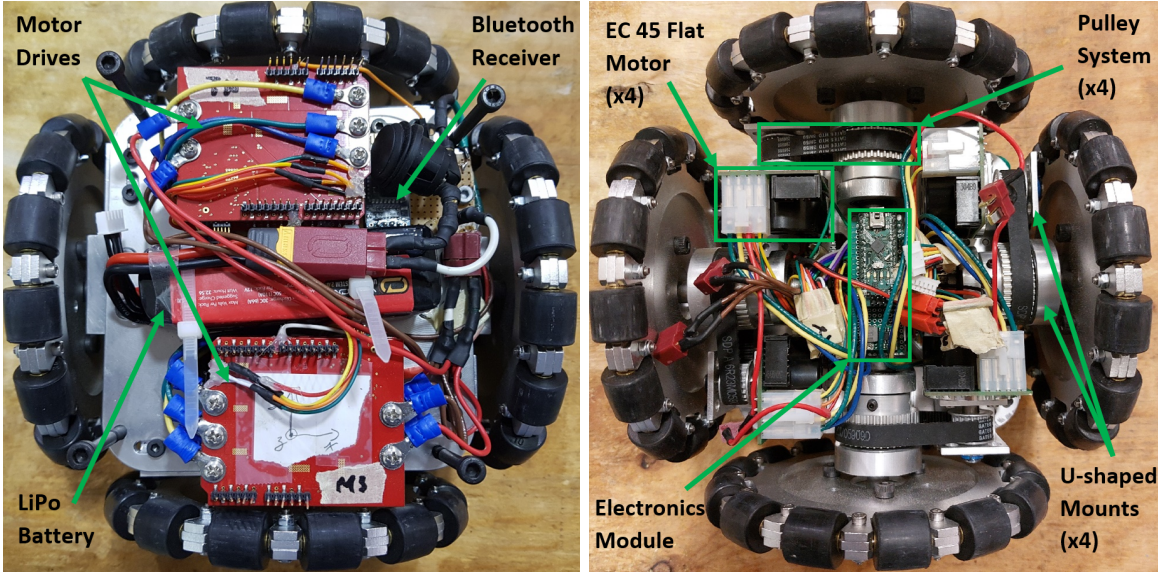


FIGURE 2.2 – Top and bottom views of the prototype of the proposed architecture with the main components identified. The electronics module is a stack of two prototyping boards on which the Arduino Nano and step down module (upper layer) and the inertial sensors (lower layer) are mounted. The inertial sensors are placed on a separate layer so as to place them as close as possible to the robot’s centre of mass.

2. The term active designates the robot components used to induce reorientation, and the term inactive designates the robot components for which rotation is induced following conservation of angular momentum. For the presented architecture, the active components are the wheel pair whose axis of rotation is aligned with the desired reorientation axis and the inactive components are the remaining robot components (robot body, mass of the wheels and inertia of the wheels around their non-rotating axes, as explained above).

TABLE 2.1 – List of Components with Mass and Inertia Values

Component	Mass [kg]	Inertia [$\times 10^{-3}$ kg m ²]*	
		Roll axis	Pitch axis
Base	0.778	1.97	1.99
Wheel ($\times 4$)	0.360	1.04	0.530
Large pulley ($\times 4$)	0.088	6.75×10^{-3}	0.0332
Small pulley ($\times 4$)	0.016	3.44×10^{-4}	1.08×10^{-3}
EC 45 motor ($\times 4$)	0.147	0.330	0.232
Infineon driver ($\times 4$)	0.048	0.0126	0.0196
Battery	0.220	0.0388	0.231
Arduino Nano	7×10^{-3}	-	-
IMU	2×10^{-3}	-	-
Step down module	3×10^{-3}	-	-
Bluetooth receiver	4×10^{-3}	-	-

* Inertia values are given with respect to each component’s centre of mass and estimated with *Siemens NX* assuming uniform mass distribution. Omitted values are considered negligible.

The developed prototype is composed of a 145mm by 145 mm by 4.76 mm aluminum base to which the wheels, motors and electronic components are attached. This base includes custom, U-shaped mounting pieces for each motor and wheel shaft. The wheels are 152 mm diameter aluminum omniwheels made by *Nexus Robot*. These base and wheel dimensions are chosen so that the active inertia to inactive inertia ratio is favourable for reorientation. Indeed, as shown in equation 2.2, both the angular speed and inertia of the active components impact the induced rotation speeds of the inactive components. Therefore, increasing wheel inertia can reduce the rotation speed requirements to obtain the desired reorientation. However, doing so also increases the corresponding torque requirements and increases the inertia of the inactive components since these include the inactive wheel pair. With this in mind, the wheel and base dimensions were selected using the previously developed kinematic model and dynamic simulations in *Siemens NX* to validate that the desired reorientation capabilities are obtainable with feasible wheel speed and torque requirements, that is, 960 RPM and 0.405 Nm respectively³. The resulting active inertia to inactive inertia ratios are 0.175 along the roll axis and 0.171 along the pitch axis.

The motors used to actuate the robot’s wheels are the 80 watt EC 45 flat brushless motors made by *Maxon Group*. These motors were chosen because of their respective short term operation speed and torque specifications of 3500 RPM and 0.200 Nm are, with a reduction ratio of 2 :1, sufficient to meet the speed and torque requirements identified during the previous dynamic simulations (666 RPM and 0.328 Nm respectively). In this case, a small reduction

3. The speed and torque requirements correspond to the peak wheel speed and torque values during a simulated 180 degree reorientation within 0.45 s. Triangular wheel speed trajectories are used in order to minimize the torque requirement since it is the most stringent requirement given the size of the prototype.

ratio is necessary since there is insufficient space underneath the prototype’s base to include high reduction gearboxes. Rather, a simple two pulley drive system with a 40 :19 reduction ratio provides the required adjustments to the motor specifications while allowing a convenient placement of the components mounted underneath the robot. Indeed, as it can be seen in the lower image of figure 2.2, this pulley system offsets the motor rotor axes from the wheel axes, freeing up space in the centre of the robot’s base for other components.

Four BLDC Shield with TLE9879QXA40 for Arduino by *Infineon* motor drivers are used to control the chosen motors. These motor drivers provide proportional and integral speed control of the motors with Hall effect sensor feedback and adjustable gain and rate limiter values. A four-cell (14.8V) lithium polymer (LiPo) battery with a 2200 mAh capacity and 30C continuous discharge rate⁴ is used to power the motors and electronics on the robot. A LiPo battery was chosen due to their high continuous discharge rate which can easily power all four motors at their peak usage (roughly 4.5 A per motor or 18 A in total). A 2A DC-DC LM2596 step down module is used to adjust the battery voltage to power the electronic components.

An Arduino Nano microcontroller controls the motor drivers and provides both the free roam and the free fall trajectories. For the free roam trajectories, the microcontroller relays commands from an external joystick controller received with a HC-06 Bluetooth module to the drivers. For the reorientation trajectories, a ISM330DHC six-degree-of-freedom inertial measurement unit (IMU) is used to collect inertial data which help plan the reorientation manoeuvres. Indeed, the accelerometer data indicate when a fall occurs (gravity is no longer measured) and the gyroscope data can be integrated to measure the robot’s orientation.

However, it is important to note that the gyroscope measurements cannot be indefinitely integrated without introducing drift in the resulting position measurement due to the noise on the gyroscope speed measurements. Rather, the gyroscope data can be integrated only when there is a non-zero angular speed detected about either the roll or pitch axes (the yaw position of the robot is of no importance for reorientation purposes). This allows for the angular position of the robot about these axes to be monitored while limiting the duration of the integration windows. However, this method only slows the integration drift, which will still becomes significant if the robot runs for extended periods of time. A better way to monitor the robot’s orientation is to combine the IMU data with data from an exteroceptive sensor such as a magnetometer using sensor fusion techniques like extended Kalman filtering (EKF). Such techniques use the low variance angular position measurements from gyroscope integration and the low bias measurements from the magnetometer to obtain more precise orientation data [56]. However, this technique exceeds the scope of this paper. It is also worth noting that off-the-shelf orientation sensor with integrated EKF techniques are available, such as the Redshift Labs UM7 used in [19], but are rather expensive.

4. LiPo battery discharge rates are defined with respect to their capacity. A 30C discharge rate corresponds to a discharge rate of 30 times the battery’s capacity (in this case, 66 A)

2.7 Results and Discussion

Video demonstrations of the results presented in this section are submitted with this paper and can be found in the attached video files.

To demonstrate the free roam capabilities of the presented prototype, the free roam kinematic model developed in appendix A is used to convert Cartesian joystick commands into the corresponding articular speeds. Furthermore, the angular yaw speed measurement from the gyroscope is used to implement a proportional and integral feedback controller on the robot's yaw orientation in order to increase the stability of the robot's linear displacements. As can be seen in one of the above mentioned videos, the prototype is capable of completing linear displacements along both horizontal axes and rotation about the yaw axis. Thus, the free roam capabilities of the presented prototype are verified.

In order to verify the reorientation capabilities of the developed prototype, two free fall demonstrations were completed. In both cases, an electromagnet fixed to a stand of adjustable height is used to drop the prototype and the accelerometer installed on this prototype detects the fall and triggers the reorientation trajectories. These trajectories are preplanned for each demonstration using equation 2.2. Both demonstrations can be found in the previously mentioned video and still frames the manoeuvres are provided in figure 2.3.

The aim of the first demonstration is to test whether the developed prototype can achieve the desired reorientation of 180 degrees about one axis within a 0.45 second fall. To do so, the prototype was dropped upside down from a height of roughly one metre. As shown in both the video demonstration and the left hand side of figure 2.3, the prototype achieves a 179-degree reorientation about the pitch axis in 0.44 seconds⁵. Therefore, this result confirms the fast reorientation capabilities of the developed architecture. The aim of the second demonstration is to validate the multi-axis reorientation manoeuvres of the presented prototype. To do so, a small, light-weight extension piece is added to one of the corners of the robot and angled at 45 degrees with respect to each of the wheel axes. With this extension, the prototype can be dropped from a vertical position with a corner of the robot's base pointed towards the floor. As shown in the submitted video and the right hand side of figure 2.3, the prototype successfully reorients itself about both the roll and pitch axes during the fall, demonstrating that it can achieve multi-axis reorientation.

With these results, the desired reorientation capabilities of the presented robot architecture are attained. Thus, it is possible to conclude that the prototype can realign itself with the landing surface from any initial orientation within a one metre fall given that this initial orientation is known. Furthermore, since the worst case reorientation is achieved within a one metre fall, it is possible to assume that reorientations of a smaller amplitude could be completed during

5. This manoeuvre is done about the pitch axis, but similar results can be obtained about the roll axis due to the near symmetry of the prototype.

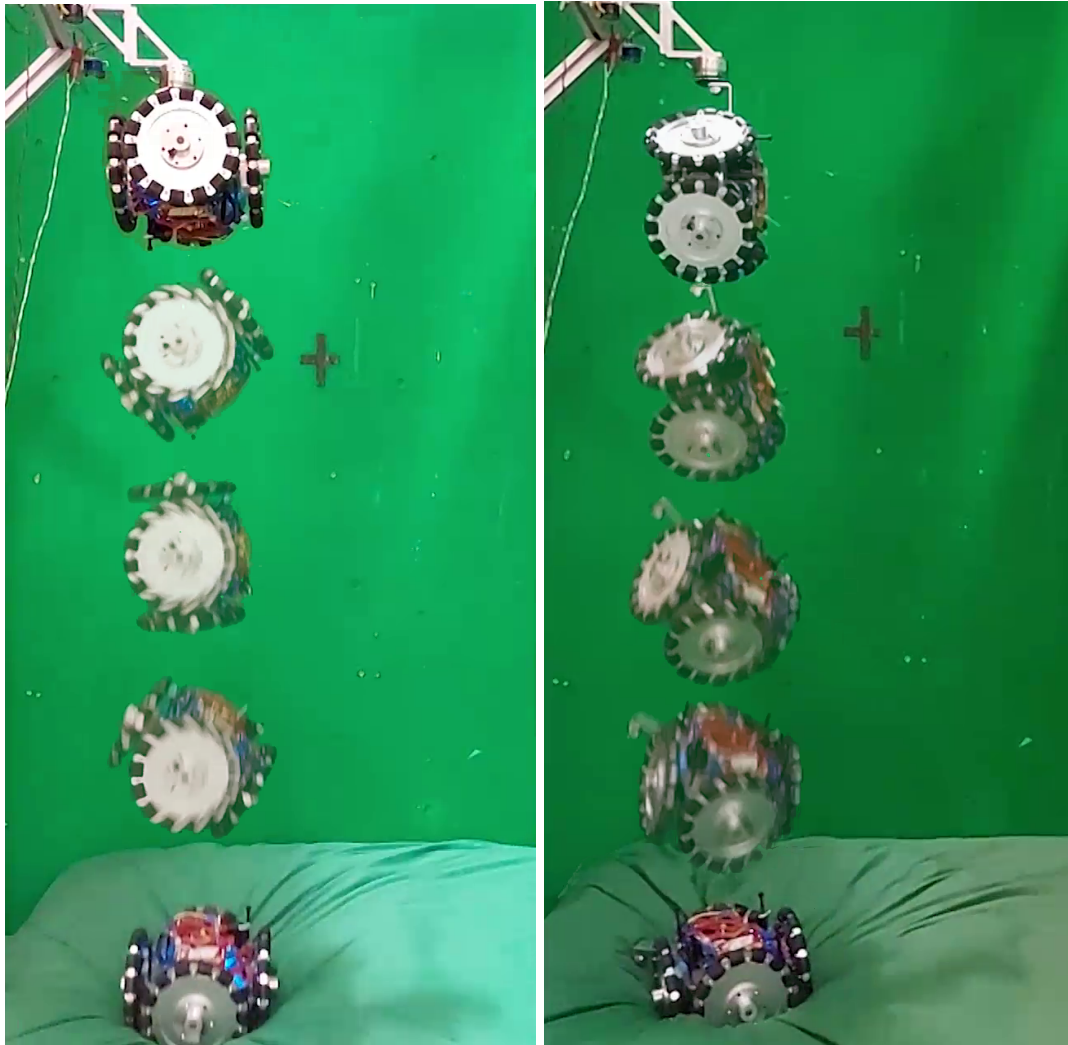


FIGURE 2.3 – Still frames from the fast (left) and multi-axis (right) reorientation demonstrations. These manoeuvres were filmed at 240 frames per second using a *Samsung A52 5G* smart phone. A 10-cm thick foam mattress protects the falling prototype from impact forces on landing.

shorter falls. Therefore, the results obtained in this paper support the viability of the presented architecture for fall mitigation of mobile robots for short and long falls.

Despite achieving the desired reorientations, it is important to note some limitations of the presented work. A first limitation pertains to the free roam performance of the prototype. Indeed, no quantitative analysis of the robot’s free roam capabilities is given in this paper. This analysis was omitted since it goes beyond the scope of this work, but will be addressed in future iterations of the presented prototype. It is also worth noting that free roam control of mobile robots is a highly documented field with notable strategies such as sensor fusion-based localization and simultaneous localization and mapping (SLAM) being successfully used to improve performance of free roam manoeuvres [57]. The implementation of such strategies in the free roam controller of the presented prototype will be the next step in improving its free roam capabilities. A second limitation of this work is that the manoeuvres used to demonstrate the reorientation capabilities of the prototype were preplanned. This was done because closed-loop control of the robot’s orientation during the presented demonstrations was unnecessary given the controlled conditions. However, in more practical situations, monitoring the robot’s orientation and using closed-loop control to plan the free fall manoeuvres, such as discussed at the end of Section 2.6, is necessary. This will also be addressed in future iterations of this work.

2.8 Conclusion

This paper presented a novel mobile robot architecture designed to improve upon the reorientation robot architectures currently present in the literature. Indeed, this architecture makes use of omnidirectional wheels to remove the need for steering joints while still having the required complexity to complete free roam and multi-axis reorientation manoeuvres. Furthermore, the compact nature of this architecture allows it to achieve higher amplitude reorientation during short falls than previous mobile reorientation robots. To demonstrate these capabilities, a prototype of the proposed architecture was built and both free roam and free fall demonstrations were completed. In the free roam demonstration, the prototype is shown to be capable of translation along both horizontal axes and rotation about the yaw axis. In the free fall demonstrations, the prototype achieved both fast (179-degree in 0.44 seconds) and multi-axis (correction about both the roll and pitch axes) reorientation. The developed prototype therefore attained the desired improvements with respect to previous reorientation robot architectures.

Future work will include improvements to both the free roam and free fall performance of the prototype. The addition of an exteroceptive sensor — such as a magnetometer — to the prototype will allow for sensor fusion techniques to be used to monitor the prototype’s orientation during both free roam and free fall. These measurements can then be used to

implement closed-loop control on the robot's position during free roam and its orientation during free fall. Doing so will improve the precision of the prototype's free roam motions and allow for on board trajectory planning during free fall.

2.9 Appendix A : Free Roam Kinematics

Following rigidity constraints, it is possible to express the speed of the proposed robot along each of the horizontal axes as well as its angular speed about the vertical axis as a function of the speed of rotation of each wheel, resulting in equations (2.3 to 2.5). In these equations, v_x and v_y are the robot's speed along the x and y axes respectively, ω_z is its angular speed about the z axis, $\dot{\theta}_i$ is the speed of rotation of the i th wheel, numbered like the Cartesian quadrants (starting on the right and counting counterclockwise), r is the radius of the wheels and D is the distance between the centre of the robot's base and the centre of each wheel. Wheel axes are defined such that they point away from the centre of the robot. One can then write

$$v_x = r (\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_3) \quad (2.3)$$

$$v_y = r (\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_4) \quad (2.4)$$

$$\omega_z = \frac{-r}{D} (\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2 + \dot{\theta}_3 + \dot{\theta}_4). \quad (2.5)$$

However, unlike most omnidirectional robots, the proposed architecture has four wheels, which means that an additional equation is required to fully define its kinematic model. This equation can be obtained from a slippage constraint, which states that the sum of the wheel speeds along each axis must be the same in order to move without slippage. This constraint can be written as follows :

$$\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_3 = \dot{\theta}_2 + \dot{\theta}_4. \quad (2.6)$$

With equations 2.3 to 2.6, the free roam kinematic and inverse kinematic models for the presented architecture can be defined and written in matrix form as :

$$\begin{bmatrix} v_x \\ v_y \\ \omega_z \\ 0 \end{bmatrix} = r \begin{bmatrix} 1 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & -1 \\ -1/D & -1/D & -1/D & -1/D \\ 1 & 1 & -1 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \dot{\theta}_3 \\ \dot{\theta}_4 \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

$$\begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \dot{\theta}_3 \\ \dot{\theta}_4 \end{bmatrix} = \frac{4}{r} \begin{bmatrix} 2 & 0 & -D & 1 \\ 0 & 2 & -D & -1 \\ -2 & 0 & -D & 1 \\ 0 & -2 & -D & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_x \\ v_y \\ \omega_z \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (2.8)$$

Using equation 2.8, it is possible to obtain the required articular trajectories to complete the desired free roam manoeuvre. Moreover, these equations can be differentiated with respect

to time to obtain the relationship between the robot Cartesian accelerations and the wheel accelerations should dynamic control be desired.

Chapitre 3

Détails de conception du prototype mobile

3.1 Introduction

Puisqu'il s'agit d'un article, le chapitre 2 ne présente que les étapes de conception du prototype mobile nécessaire à la compréhension de son fonctionnement. Ce chapitre aborde les détails de conception omis du chapitre précédent et offre donc, avec le travail précédemment présenté, une vue d'ensemble du processus de conception du prototype mobile. La section 3.2 présente comment les exigences de couple et vitesse minimales pour atteindre la réorientation désirée sont obtenues à partir de l'équation (2.2). Des simulations dynamiques validant ces calculs sont aussi présentées. La section 3.3 présente la caractérisation des forces d'impact subies par le robot à l'atterrissage et les techniques utilisées pour protéger le robot des efforts internes résultants.

3.2 Modélisation cinématique et dynamique

3.2.1 Caractérisation des exigences minimales pour une réorientation donnée

Afin de déterminer les exigences minimales en couple et vitesse pour effectuer une réorientation donnée, il faut développer l'équation (2.2) de façon à exprimer ces exigences en fonction des paramètres qui définissent la réorientation voulue. Tel que mentionné au chapitre 2, les performances de réorientation sont déterminées par l'amplitude de la réorientation et la durée de la manoeuvre. Ce sont donc ces deux paramètres qui permettent de définir les manoeuvres prescrites. De plus, étant donné que la réorientation souhaitée est donnée en position angulaire et que les vitesses et accélérations des roues résultantes sont recherchées, il est nécessaire d'intégrer et de dériver l'équation (2.2) par rapport au temps afin d'obtenir les équations de

position et d'accélération correspondantes. Pour le calcul de l'intégrale, des conditions initiales en position angulaire nulles sont considérées. Les trois équations nécessaires pour caractériser la cinématique et la dynamique des manoeuvres de réorientation du prototype présenté au chapitre précédent sont alors :

$$\theta_w = \frac{\theta_b}{R_I} \quad (3.1)$$

$$\omega_w = \frac{\omega_b}{R_I} \quad (3.2)$$

$$\alpha_w = \frac{\alpha_b}{R_I} \quad (3.3)$$

où θ_w , ω_w et α_w sont, respectivement, la position, la vitesse et l'accélération angulaires des roues dans l'axe de réorientation, θ_b , ω_b et α_b sont, respectivement la position, la vitesse et l'accélération angulaires des composants inactifs du robot et R_I est le ratio de l'inertie des roues sur l'inertie des composants inactifs.

L'équation (3.1) démontre bien que l'amplitude de la réorientation est indépendante du temps et ne dépend que de l'amplitude de rotation des roues. Cependant, lors d'une chute, une durée maximale des manoeuvres est imposée par le temps de chute et cette durée maximale est nécessaire pour faire le lien entre un θ_b prescrit et les valeurs de ω_w et de α_w nécessaires. Pour déterminer les valeurs de ω_b et de α_b correspondant à une réorientation voulue, il faut déterminer le type de profil de trajectoire articulaire qui est préférable à utiliser dans ce cas. Puisque le prototype est conçu pour pouvoir se redresser lors de chutes de courte durée, le profil de trajectoire à utiliser doit maximiser l'efficacité du déplacement angulaire effectué par les roues, et conséquemment, par le reste du robot. Les profils de continuité de premier ordre, c'est-à-dire, les profils qui assurent une continuité en orientation, mais pas en vitesse ni en accélération, sont alors les profils préférables. Les trois profils étudiés au cours de la modélisation du prototype mobile sont illustrés à la figure 3.1.

De la figure 3.1, il est possible de voir que, pour un même débattement en orientation, les profils triangulaire et rectangulaire en vitesse représentent, respectivement, les extrêmes d'exigences en vitesse et en accélération. En effet, parmi les trois profils, le profil triangulaire minimise l'accélération maximale nécessaire, mais nécessite la plus grande vitesse instantanée, alors qu'il s'agit du cas contraire pour le profil rectangulaire. En fait, par définition, un profil rectangulaire en vitesse nécessite deux impulsions infinies en accélération et, donc, ne respecte pas la contrainte de continuité de premier ordre. En pratique, il n'est pas possible d'obtenir un profil de vitesse parfaitement rectangulaire et ce profil n'est que considéré pour définir la valeur minimale théorique de l'exigence en vitesse pour effectuer les manoeuvres de réorientation. Suivant la notation utilisée à la figure 3.1 et à partir de calculs géométriques, il est possible d'exprimer les exigences en vitesse et en accélération pour les profils de vitesse triangulaire et

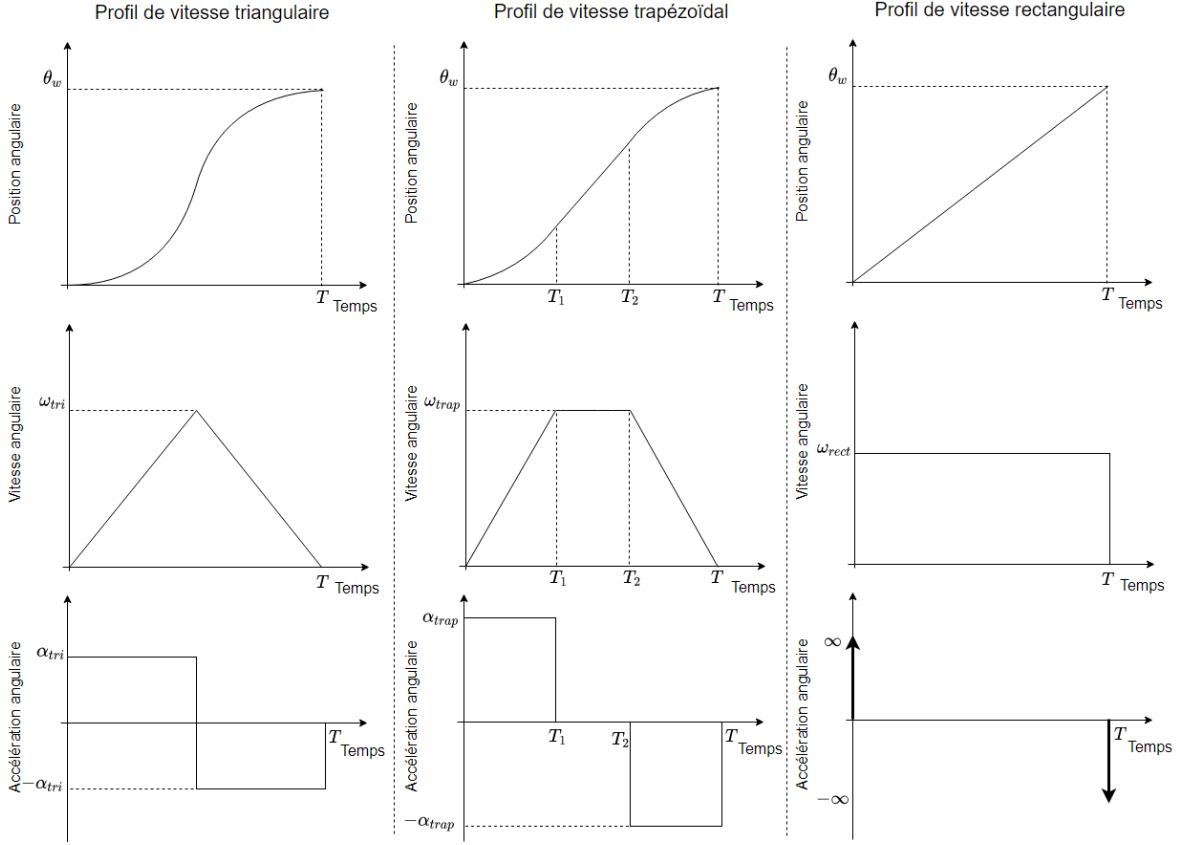


FIGURE 3.1 – Les diagrammes de position, de vitesse et d'accélération angulaires des profils de continuité de premier ordre étudiés. Les paramètres importants qui définissent chaque profil sont indiqués les axes appropriés. Les profils trapézoïdaux considérés sont symétriques.

rectangulaire comme suit :

$$\omega_{tri} = \frac{2\theta_w}{T}, \quad \alpha_{tri} = \frac{4\theta_w}{T^2} \quad (3.4)$$

$$\omega_{rect} = \frac{\theta_w}{T}, \quad \alpha_{rect} \rightarrow \infty. \quad (3.5)$$

Cependant, pour caractériser l'ensemble des profils entre ces extrêmes, il faut développer la relation entre la vitesse angulaire ω_{trap} et l'accélération angulaire α_{trap} pour définir les paires de valeurs maximales de vitesse et d'accélération associées à une réorientation donnée. Tout d'abord, par géométrie, il est possible d'exprimer ω_{trap} comme suit :

$$\omega_{trap} = \frac{\theta_w}{T_2}. \quad (3.6)$$

Par la suite, en considérant que

$$T = T_1 + T_2 \quad (3.7)$$

$$T_1 = \frac{\omega_{trap}}{\alpha_{trap}}, \quad (3.8)$$

il est possible de réécrire l'équation (3.6) de la façon suivante :

$$\omega_{trap} = \frac{\theta_w}{T - \frac{\omega_{trap}}{\alpha_{trap}}}. \quad (3.9)$$

Finalement, à partir de l'équation (3.9), il est possible d'obtenir la relation entre ω_{trap} et α_{trap} sous la forme quadratique suivante :

$$\omega_{trap}^2 - \alpha_{trap}T\omega_{trap} + \alpha_{trap}\theta_w = 0. \quad (3.10)$$

Les solutions de l'équation (3.10) sont alors données par l'équation suivante :

$$\omega_{trap} = \frac{\alpha_{trap}T \pm \sqrt{\alpha_{trap}^2T^2 - 4\alpha_{trap}\theta_w}}{2}. \quad (3.11)$$

Selon l'équation (3.11), il existe deux relations possibles entre ω_{trap} et α_{trap} . Cependant, seulement une de ces solutions est possible en pratique. En effet, il peut être remarqué que le premier terme de l'équation (3.11) correspond à l'expression reliant la vitesse maximale et l'accélération maximale pour le profil de vitesse triangulaire (cette expression se retrouve à partir de l'équation (3.4) en substituant l'expression de droite dans celle de gauche). Comme énoncé plus tôt dans ce chapitre, le profil de vitesse triangulaire est le profil ayant la plus grande exigence en vitesse des trois profils. Par contre, si le signe d'addition est utilisé dans l'équation (3.11), ω_{trap} serait plus grand que ω_{tri} peu importe les valeurs de T et θ_w . La seule façon que cela soit possible mathématiquement est dans le cas où T_2 est négatif, ce qui n'est pas physiquement possible. L'équation reliant ω_{trap} et α_{trap} retenue est donc la suivante :

$$\omega_{trap} = \frac{\alpha_{trap}T - \sqrt{\alpha_{trap}^2T^2 - 4\alpha_{trap}\theta_w}}{2}. \quad (3.12)$$

Pour obtenir l'équation permettant de déterminer les exigences minimales en vitesse et en couple à partir de l'équation (3.12), il faut substituer les valeurs d'accélération α_{trap} par le couple correspondant (M_{trap}) qui peut être exprimé par l'équation suivante :

$$M_{trap} = I_w\alpha_{trap}. \quad (3.13)$$

De plus, il est possible d'exprimer θ_w en fonction de la quantité connue θ_b avec l'équation (3.1). Cependant, il est important à noter que, dans l'ensemble des équations présentées dans la section 3.2 jusqu'à ce point, les angles, les vitesses et les accélérations considérés sont exprimés par rapport à un repère fixe externe au prototype. Par contre, pour caractériser les manoeuvres de réorientation, il est important de considérer les valeurs d'orientation, de vitesse et d'accélération des roues relatives au repère mobile du robot. En effet, le fait que les composants inactifs du robot tourne dans le sens contraire des roues actives contribue au débattement relatif entre

les parties actives et inactives du robot. L'amplitude de rotation des roues actives relative à l'orientation du reste du robot est alors plus grande que la consigne de rotation qui actionne les roues. Par conséquent, pour obtenir la consigne de rotation des roues actives pour une réorientation voulue, il faut considérer θ_b dans le côté gauche de l'équation (3.1) :

$$\theta_w + \theta_b = \frac{\theta_b}{R_I} \quad (3.14)$$

$$\implies \theta_w = \frac{\theta_b}{R_I} - \theta_b \quad (3.15)$$

En substituant les équations (3.13) et (3.15) dans l'équation (3.12), l'équation (3.12) devient :

$$\omega_{trap} = \frac{1}{2} \left(\frac{M_{trap}T}{I_w} - \sqrt{\left(\frac{M_{trap}T}{I_w}\right)^2 - \frac{4M_{trap}(\theta_b - R_I\theta_b)}{I_w R_I}} \right). \quad (3.16)$$

Comme I_w et R_I sont connus et θ_b et T sont définis par la réorientation désirée, l'équation (3.16) définit les paires de vitesse et couple maximaux pour tous les profils trapézoïdaux possibles et, par conséquent, définit les spécifications minimales des moteurs nécessaires pour effectuer une réorientation prescrite avec un profil trapézoïdal donné. De plus, puisque le profil de vitesse trapézoïdal tend vers un profil de vitesse triangulaire ou rectangulaire lorsque les valeurs de ω_{trap} et de α_{trap} tendent vers les valeurs définies par les critères (3.4) et (3.5), il est possible de considérer que l'équation (3.16) est valide pour les trois profils présentés à la figure 3.1 et non juste pour les profils intermédiaires.

3.2.2 Simulations dynamiques et choix des moteurs

Pour valider l'équation (3.16), des simulations dynamiques sont effectuées avec le logiciel *Seimens NX*. Ces simulations reproduisent des manoeuvres de réorientation de 180 degrés selon un axe dans le temps d'une chute d'un mètre pour différentes consignes trapézoïdales de vitesse des roues actives. L'axe de tangage du robot est l'axe de réorientation utilisé dans ces simulations, mais, comme discuté au chapitre 2, la quasi-symétrie du robot fait en sorte que des résultats similaires seraient obtenus selon l'axe de roulis¹. Le modèle CAD utilisé pour ces simulations est donné à la figure 3.2. La figure 3.3 compare les résultats des simulations effectués à la courbe obtenue de l'équation (3.16) pour une réorientation de 180 degrés dans le temps d'une chute d'un mètre.

La figure 3.3 démontre que les valeurs de vitesse et couple maximales pour les profils de vitesse simulés correspondent aux valeurs de vitesse et couple maximales obtenues avec l'équation (3.16) et que la réorientation obtenue en simulation est similaire à celle prescrite pour définir ces profils. L'écart entre ces valeurs s'expliquent par le fait que les inerties des composants du

1. L'inertie du prototype mobile n'est pas parfaitement symétrique en raison de la forme de la batterie et l'emplacement des contrôleurs des moteurs (voir image de gauche à la figure 2.2).

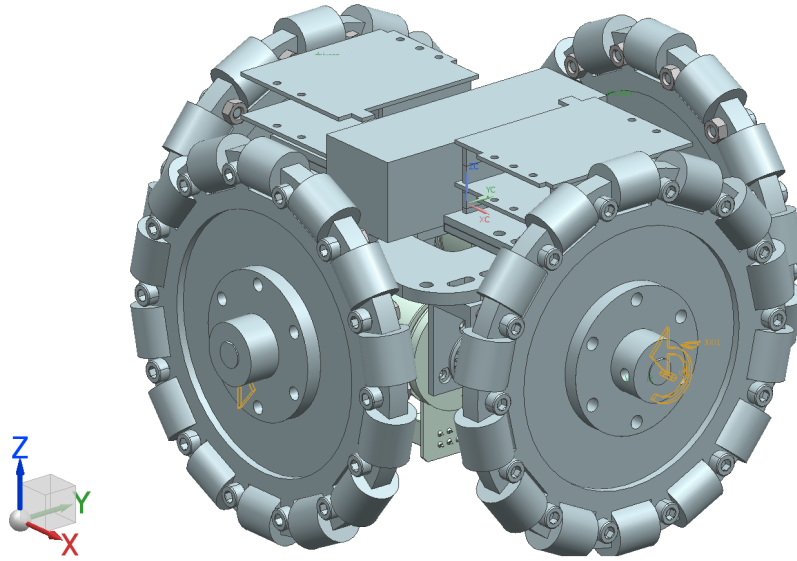


FIGURE 3.2 – Modèle CAD utilisé pour effectuer les simulations dynamiques dans *Siemens NX*.

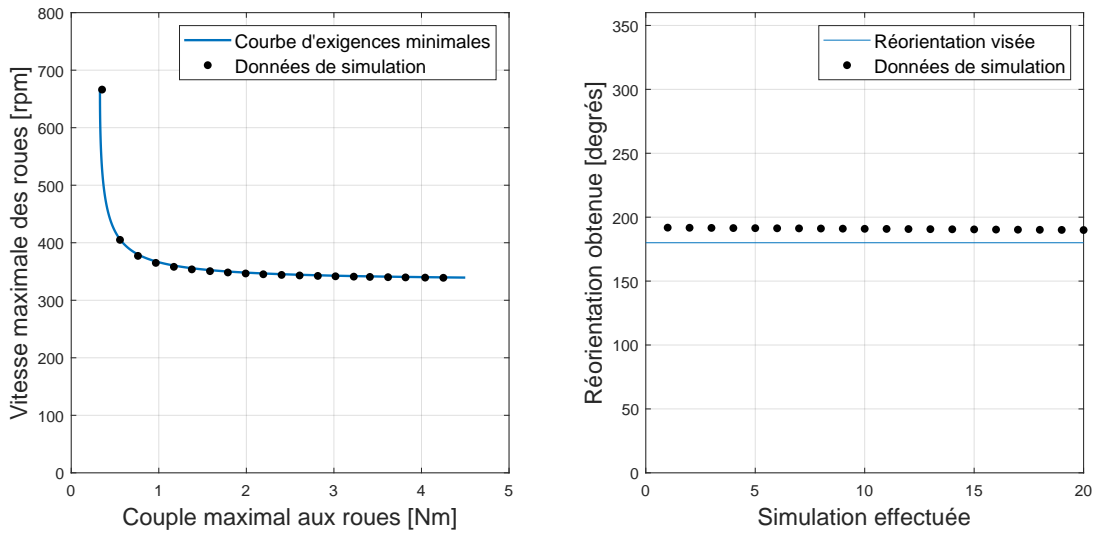


FIGURE 3.3 – Comparaison des exigences minimales en vitesse et en couple pour effectuer une réorientation de 180 degrés en 0.45 secondes obtenues avec l'équation (3.16) et de celles obtenues avec le modèle simulé à partir du CAD de la figure 3.2.

robot sont calculées de façon différente pour le modèle théorique et le modèle en simulation. En effet, les valeurs d'inerties utilisées pour obtenir la courbe d'exigences minimales sont obtenues en supposant des formes géométriques simplifiées et une distribution de masse uniforme, alors que le modèle simulé utilise des méthodes par éléments finis qui se basent sur la forme de la pièce et les propriétés du matériau qui lui est assigné. Les valeurs d'inertie utilisées par chaque méthode sont donc similaires, mais identiques. Néanmoins, les résultats de simulation valident

donc l'équation (3.16).

En raison de l'ordre de grandeur des vitesses et couples nécessaires pour effectuer la réorientation voulue et de l'espace disponible sur le robot, le moteur plat EC 45 80 watts de *Maxon Group* est choisi [58]. La comparaison des spécifications de ce moteur pour un mode d'opération de courte durée à la courbe d'exigences minimales pour différents ratios de réduction est présentée à la figure 3.4.

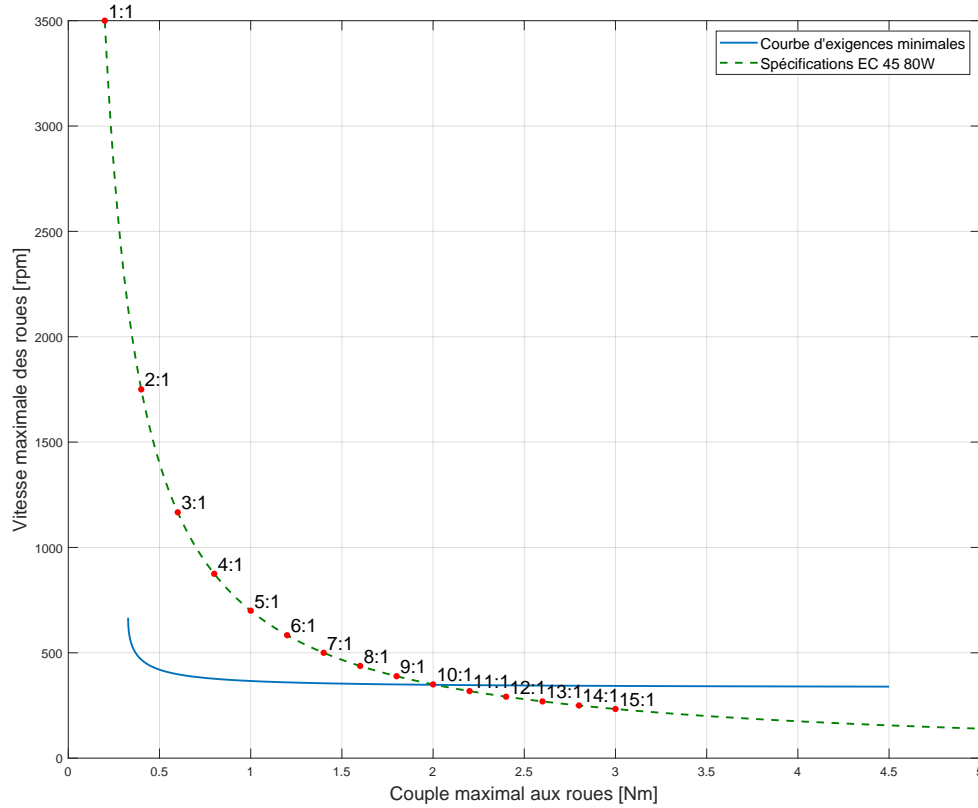


FIGURE 3.4 – Comparaison des exigences minimales pour effectuer une réorientation de 180 degrés en 0.45 secondes obtenues avec l'équation (3.16) et des spécifications de courte durée du motor EC 45 80 watts pour différents ratios de réduction. Les points rouges sur la courbe indiquent les performances de ce moteur pour des ratios de réduction entiers.

De cette figure, il est possible de voir que le plus petit ratio de réduction qui permet d'atteindre les performances souhaitées est de 2 pour 1. Puisque ce ratio de réduction nécessaire est petit, un système d'entraînement par poulies est choisi pour obtenir cette réduction. Les étapes de conception du système de poulies est présenté à l'annexe A et le ratio de réduction obtenu est de 40 pour 19. De la figure 3.4, il est aussi possible de remarquer que les profils minimisant les exigences de couple sont préférables étant donné les spécifications du moteur choisi. Pour

cette raison, des profils de vitesse triangulaires sont utilisés lors de démonstrations présentées au chapitre précédent.

3.3 Forces d'impact et efforts internes

Le prototype mobile présenté au chapitre 2 ne comprend pas de système de suspension. Par conséquent, un matelas est mis en dessous du robot lors des démonstrations des manoeuvres de réorientation afin de protéger le prototype des forces d'impact. De plus, afin de protéger les arbres des roues et les arbres des moteurs des forces transversales qu'ils ont à subir lors de l'atterrissage, des roulements de billes sont mis entre ces arbres et les pièces de support en U qui soutiennent les roues et les moteurs. Cette section présente la caractérisation de forces d'impact et des efforts transversaux résultants. Les équations présentées dans cette section sont tirées de [59].

3.3.1 Épaisseur d'amortissement

L'épaisseur minimale d'amortissement pour protéger le robot à l'atterrissage peut être estimée à partir de la capacité maximale (C) des roues omnidirectionnelles. Pour les roues choisies, la capacité maximale est de 40 kg, ce qui correspond à une charge de 392.4 N. Par conservation d'énergie, on peut exprimer la force d'impact (F_i) comme suit :

$$F_i = \frac{mgh}{d} \quad (3.17)$$

où m est la masse de l'objet en chute, g est l'accélération gravitationnelle (9.81 m/s^2), h est la hauteur de la chute et d la déformation ou l'amortissement à l'impact. Pour que les roues restent intactes, cette force d'impact doit être au plus égale à la capacité maximale des roues. L'équation (3.17) peut être donc être exprimée comme suit :

$$d \geq \frac{mgh}{C} \quad (3.18)$$

$$\implies d_{min} = \frac{mgh}{C} \quad (3.19)$$

où d_{min} représente l'épaisseur d'amortissement minimale nécessaire. Dans ce cas, considérant la masse du robot de 3.67 kg et une chute d'un mètre, une épaisseur minimale de 9.18 cm est nécessaire pour amortir la chute du prototype. Tel que mentionné au chapitre précédent, un matelas de mousse de 10 cm d'épaisseur est alors utilisé pour amortir la chute du robot lors des démonstrations effectuées.

3.3.2 Efforts internes dans les arbres des roues et des moteurs

Pour amortir les efforts internes subis par les arbres des roues et des moteurs, deux roulements de billes sont placés le long de chacun de ces arbres tel qu'illustré à la figure 3.5. La démarche

qui suit explicite les équations permettant de calculer les forces aux points A et B ainsi que le moment interne maximal que doit subir l'arbre. Ces équations ont ensuite été utilisées pour choisir les matériaux et les dimensions des arbres et des roulements de billes. Dans le cas des arbres moteurs, le roulement à billes au point B est le roulement du moteur et une pièce d'agrandissement « press-fit » est attachée à l'arbre moteur afin de l'allonger et d'agrandir son diamètre.

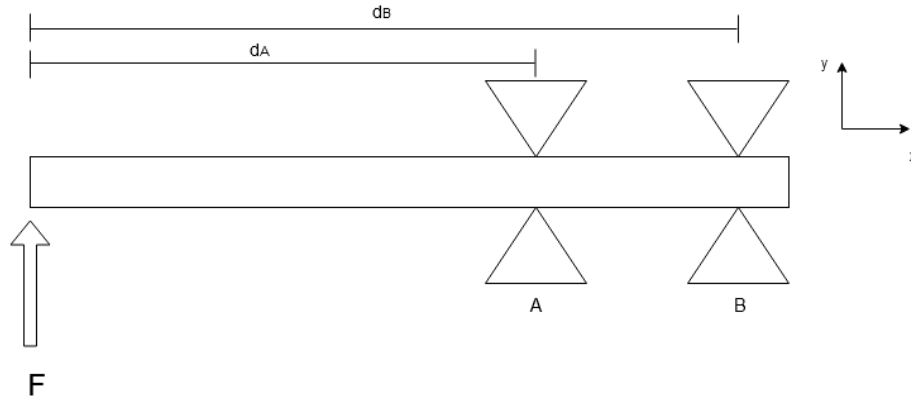


FIGURE 3.5 – Schématisation de l'arbre d'une roue ou d'un moteur. Les points A et B sont les emplacements des deux roulements sur l'arbre.

La force F illustrée à la figure 3.5 représente la force d'impact associé à la masse du robot sans les roues et est appliquée au point d'attache entre l'arbre et la roue. Cette force peut être calculée en utilisant l'équation (3.17) en considérant l'épaisseur d'amortissement minimale calculée précédemment. Sachant que la somme des moments est nulle au point A et au point B, il est possible d'exprimer les forces de réaction aux points A (F_A) et B (F_B) à partir des valeurs et dimensions illustrées la figure 3.5.

$$\Sigma M|_{x=d_A} = 0 \quad (3.20)$$

$$F d_A + F_B (d_A - d_B) = 0 \quad (3.21)$$

$$\implies F_B = \frac{F d_A}{d_B - d_A} \quad (3.22)$$

$$\Sigma M|_{x=d_B} = 0 \quad (3.23)$$

$$F d_B + F_A (d_B - d_A) = 0 \quad (3.24)$$

$$\implies F_A = \frac{-F d_B}{d_B - d_A} \quad (3.25)$$

Les expressions (3.22) et (3.25) représentent les forces radiales que subissent les roulements à billes aux points A et B lors de l'atterrissage et correspondent donc à la spécification minimale de charge transversale des roulements à utiliser.

Les diagrammes d'effort tranchant et de moments associés à ce problème sont donnés à la figure 3.6. De la figure des moments de flexion, il est possible de voir que les moments internes sont les plus élevés au point A, avec une valeur de Fd_A . Sachant cela, il est possible d'exprimer la contrainte de traction (σ_A) que subit l'arbre à ce point avec l'équation suivante :

$$\sigma_A = \frac{M_A r}{I} \quad (3.26)$$

$$\implies \sigma_A = \frac{F d_A r}{I} \quad (3.27)$$

où M_A est le moment interne au point A, r est le rayon de l'arbre et I est le moment d'inertie de la section d'aire de l'arbre à ce point par rapport à l'axe neutre. Avec l'équation (3.27), il est possible de déterminer la spécification minimale de limite d'élasticité nécessaire pour éviter une déformation plastique des arbres des roues et des moteurs lors de l'atterrissage.

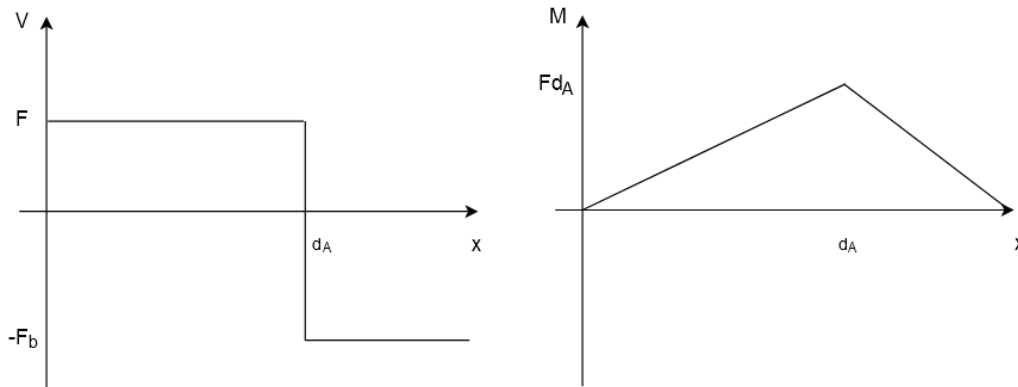


FIGURE 3.6 – Diagrammes d'effort tranchant (gauche) et de moments de flexion (droite) pour le cas illustré à la figure 3.5.

Suivant la démarche présentée dans cette section, des roulements de billes d'acier de 30 mm de diamètre et de 22 mm de diamètres sont placés, respectivement, aux points A et B de l'arbre des roues et un roulement à billes de 12 mm de diamètre est placé au point A des arbres moteurs. De plus, des tiges d'acier de 10 mm de diamètre et de 8 mm de diamètres sont utilisées pour fabriquer les arbres de roues et les extensions des arbres moteurs respectivement.

3.4 Conclusion

Dans ce chapitre, les étapes importantes de la conception du prototype mobile qui n'étaient pas incluses au chapitre 2 ont été présentées. Dans la section 3.2, la modélisation détaillée des manoeuvres de réorientation a été développée à partir de l'équation 2.2. Ce développement a été utilisé pour définir une courbe des exigences minimales en couple et en vitesse des moteurs pour effectuer la réorientation visée pour différents profil de trajectoire articulaire de continuité de premier ordre. Des simulations dynamiques ont été effectuées et ont validé le

modèle développé. À partir de la courbe d'exigences minimales obtenues, les moteurs à utiliser pour actionner le prototype ont été choisis.

Dans la section 3.3, les forces d'impact et les efforts internes résultants ont été caractérisés. D'une part, une épaisseur d'amortissement de 9.18 cm a été identifiée comme étant la l'épaisseur d'amortissement minimale nécessaire pour ne pas endommager les roues du robot à l'atterrissage. D'autre part, les efforts internes que subissent les arbres des roues et des moteurs à l'atterrissage ont été caractérisés. Pour réduire ces efforts, des roulements de billes ont été placés entre les arbres des roues et des moteurs et les pièces de support en U qui attachent ces pièces à la base du robot. Les équations permettant de calculer les spécifications minimales en charge pour les roulements de billes et en élasticité pour les arbres ont été développées et ont été utilisées pour choisir ces pièces.

Tel que mentionné au chapitre 2, les capacités de réorientation visées ont été atteintes pour des trajectoires préplanifiées lors des démonstrations effectués. Naturellement, la première amélioration à viser est d'implémenter les équations développées à la section 3.2 de ce chapitre dans le contrôleur du prototype afin de pouvoir planifier les manoeuvres de réorientation en temps réel. Les limitations d'un tel planificateur dans un cas où seulement des données inertielles sont disponibles et l'utilité des techniques de fusion de données pour adresser ces limitations ont été brièvement abordées au chapitre 2. Le chapitre 4 explore ce sujet plus en détails et présente différents systèmes de capteurs permettant d'estimer l'orientation d'un corps en chute libre.

Chapitre 4

Estimation de l'orientation d'une plateforme en apesanteur par filtre de Kalman étendu

4.1 Préambule

Ce chapitre aborde le sujet de la fusion de données, un sujet connexe au travail présenté dans les chapitres précédents de ce mémoire qui n'a pas directement servi à la réalisation des objectifs du projet. En effet, le travail présenté dans ce chapitre a été effectué en parallèle avec le reste du projet. Cependant, tel que discuté à la fin des chapitres 2 et 3, l'approche proposée ci-dessous représente un excellent point de départ pour intégrer un planificateur de manoeuvres de réorientation dans les prochaines itérations du prototype développé.

4.2 Introduction

Le problème de localisation est un des problèmes les plus classiques et fondamentaux dans le domaine de la robotique mobile [60; 61]. En effet, depuis les années 90, un très grand nombre de solutions à ce problème ont été mises de l'avant. Selon [62], les solutions proposées dans la littérature sont classifiées comme étant locales ou globales. Généralement, les méthodes locales utilisent un ou plusieurs capteurs proprioceptifs¹ dans l'optique de se localiser en utilisant le changement de l'état du système à localiser. Cette méthode porte souvent le nom « dead reckoning » et s'avère intéressante, car elle peut être très simple à implémenter. Cependant, n'utilisant que de l'information relative à l'état du système à localiser, les méthodes locales nécessitent souvent une bonne estimation de la position initiale du système et se trouvent susceptibles à la dérive en raison de l'accumulation d'incertitude [63]. Quelques exemples de

1. Un capteur proprioceptif est un capteur qui mesure de l'information relative à l'état du capteur (par exemple, les gyroscopes, accéléromètres et encodeurs).

« dead reckoning » sont présentés dans [64; 65]. Les méthodes dites globales sont des méthodes permettant de localiser le robot à partir d'un état de grande incertitude et peuvent donc généralement résoudre les problèmes dans lesquels la position de départ du robot est inconnue [60; 62]. En général, ces méthodes se basent sur des capteurs extéroceptifs². La localisation globale est souvent moins évidente à implémenter que le « dead reckoning », mais elle est plus puissante et robuste [62]. Des exemples de localisation globale se trouvent dans [62], [66; 67; 68].

Cependant, il n'est pas nécessaire de se limiter seulement à un de ces types de capteurs. En effet, l'option de fusionner ces types d'informations permet de contourner certaines faiblesses de chaque type de capteur. En effet, la fusion de données proprioceptives et extéroceptives permet de réduire l'incertitude de l'estimation finale à un niveau minimal inférieur à l'incertitude individuelle de chaque mesure utilisée suivant le principe du filtrage Bayésien [69]. La contribution des mesures extéroceptives permet donc d'éviter l'accumulation d'incertitudes présentes dans les méthodes de localisation locales. De plus, le filtrage Bayésien ne nécessite pas l'inversion de la réponse des capteurs extéroceptifs, facilitant alors l'utilisation de capteurs ayant une réponse non-bijective. Les filtres Bayésiens les plus couramment utilisés sont le filtre de Kalman (linéaire ou non-linéaire [70]) et le filtre à particules [71]. Des exemples de localisation utilisant ces filtres sont présentés dans [71; 72; 73]. Ces filtres peuvent servir aussi à faire de la localisation et de la cartographie simultanées, tel que démontré dans [74; 75].

4.3 Problématique

Dans ce chapitre, l'utilisation des méthodes de fusions de données pour estimer l'orientation d'un robot en apesanteur est à l'étude. Dans la littérature, le problème d'estimation de pose angulaire est abordé dans divers contextes pratiques. Par exemple, [76] propose un système de contrôle de robots mobiles aériens dans lequel une estimation de pose est faite, alors que [77; 78] présentent leurs méthodes respectives pour faire le suivi d'objets en apesanteur. Dans le premier cas, une combinaison de gyroscopes, de GPS et d'un système de vision embarqué est utilisée pour estimer l'orientation et pour planifier les trajectoires. Dans le deuxième cas, l'estimation de pose se fait à partir d'un système de vision externe. Dans les deux cas, des données visuelles sont utilisées comme mesure extéroceptive. Cette pratique est assez courante pour la localisation en robotique mobile, car les capteurs visuels sont riches en information. Toutefois, cette information peut-être difficile à extraire, surtout dans le cas où peu est connu sur l'environnement du robot. De plus, les systèmes de vision peuvent aussi être lourds en terme de puissance de calcul nécessaire et sont donc difficiles à embarquer sur des robots mobiles de petite taille. Il est aussi possible de faire le traitement des données sur un noeud de calcul externe [76], mais cela introduit des limites à l'espace atteignable par le robot.

2. Un capteur extéroceptif est un capteur qui mesure de l'information relative à l'état de l'environnement du capteur (par exemple, les GPS, accéléromètres, LiDAR (« Light Detection and Ranging ») et caméras).

D'autres capteurs extéroceptifs peuvent servir pour faire de l'estimation d'orientation, comme le LiDAR et l'accéléromètre, dont des exemples sont présentés dans [79; 80]. Toutefois, pour un robot en apesanteur, la projection de la gravité sur les axes de sensibilité d'un accéléromètre pour estimer son orientation n'est pas viable, car ce robot ne ressent pas de gravité. Dans le cas du LiDAR, son fonctionnement n'est pas affecté en apesanteur, mais nécessite une certaine connaissance préalable de l'environnement du robot afin de bien décoder les données obtenues. Le magnétomètre peut aussi servir de référence extéroceptive dans un estimateur d'orientation comme dans [56]. Toutefois, le magnétomètre est généralement un capteur très bruité, surtout dans des environnements dans lesquels il y a beaucoup de sources de champs électromagnétiques.

Tel que mentionné au chapitre 2, dans le cas où la durée des trajectoires est plutôt brève, comme dans le cas d'un robot qui subit une courte chute, il pourrait être envisageable de se servir uniquement de capteurs proprioceptifs. En effet, dans ce cas, la durée du mouvement n'est pas assez longue pour subir une dérive significative de l'estimation de la pose. Toutefois, cette solution se base sur l'hypothèse que l'orientation initiale du robot est connue de façon précise au début de la chute, car l'erreur sur cette estimation initiale ne pourra qu'être corrigée avec de l'information extéroceptive. Le choix approprié de de système de capteurs à utiliser pour estimer l'orientation d'un robot en apesanteur varie bien évidemment selon le cas. Dans ce cas, l'application visée est l'estimation d'orientation d'un robot de réorientation à roues en chute libre et la problématique associée peut donc être simplifiée à l'estimation de l'orientation d'une plateforme en apesanteur. Pour cette application, l'utilisation de LiDARs ou d'un magnétomètre comme source de données extéroceptives est plus envisageable que l'intégration d'un système de vision dans le prototype développé étant donné sa taille. Dans ce chapitre, un système fusion de données avec des données inertielles et les données d'une paire de LiDARs est étudié en raison du matériel disponible. Cependant, une étude similaire avec un magnétomètre au lieu des LiDARs mènerait à des conclusions similaires.

4.4 Formulations généralisées des filtres de Kalman linéaire et étendu

Avant de procéder à l'approche proposée face à la problématique décrite, il est important de présenter quelques éléments théoriques permettant de mieux contextualiser cette approche. En effet, il est important d'aborder la formulation généralisée et le fonctionnement du filtre de Kalman afin de pouvoir appliquer ce type de filtre à la problématique en question. Plus précisément, dans cette section, les équations définissant le filtre de Kalman linéaire (KF) sont d'abord présentées et les modifications à apporter à ces équations afin d'obtenir la formulation du filtre de Kalman étendu (EKF) sont ensuite discutées.

De façon générale, un filtre de Kalman permet d'obtenir, à chaque itération, une estimation

d'états optimale à partir d'une étape de prédiction, qui se sert des équations d'états pour prédire les états suivants, suivi d'une mise-à-jour des cette prédiction à partir de mesures extéroceptives. Les équations matricielles permettant de définir l'étape de prédiction d'un KF, adaptée de [70], sont comme suit ³ :

$$\hat{\mathbf{x}}(k+1|k) = \mathbf{\Phi}\hat{\mathbf{x}}(k) + \mathbf{\Gamma}\mathbf{u}(k) \quad (4.1)$$

$$\mathbf{P}(k+1|k) = \mathbf{\Phi}\mathbf{P}(k)\mathbf{\Phi}^T + \mathbf{C}_u(k+1) \quad (4.2)$$

où l'équation (4.1) est l'équation d'évolution des états $\hat{\mathbf{x}}$ de l'itération k à l'itération $k+1$ en considérant les actions $\mathbf{u}(k)$ et l'équation (4.2) est l'équation d'évolution de la matrice de covariance \mathbf{P} des états $\hat{\mathbf{x}}$ de l'itération k à l'itération $k+1$ en considérant la matrice de covariance \mathbf{C}_u des actions $\mathbf{u}(k)$. Les matrices $\mathbf{\Phi}$ et $\mathbf{\Gamma}$ définissent alors l'évolution des états du système et sont obtenues à partir des équations d'états. Il est à noter que ces deux matrices, ainsi que la matrice $\mathbf{\Gamma}$ définie plus tard dans cette section, peuvent être fonction de l'itération k dépendant du système à l'étude. Cette dépendance n'est pas explicitement écrite dans les équations (4.1) et (4.2) ainsi que les autres équations présentées plus loin dans cette section afin d'alléger la notation.

Lorsque les équations (4.1) et (4.2) sont définies pour le système donné, l'étape de filtrage (mise-à-jour) est effectuée suivant les cinq équations suivantes, aussi tirées de [70] :

$$\hat{\mathbf{z}}(k+1|k) = \mathbf{\Lambda}\hat{\mathbf{x}}(k+1|k) \quad (4.3)$$

$$\mathbf{r}(k+1) = \mathbf{z}(k+1) - \hat{\mathbf{z}}(k+1|k) \quad (4.4)$$

$$\mathbf{K}(k+1) = \mathbf{P}(k+1|k)\mathbf{\Lambda}^T (\mathbf{\Lambda}\mathbf{P}(k+1|k)\mathbf{\Lambda}^T + \mathbf{C}_z(k+1))^{-1} \quad (4.5)$$

$$\hat{\mathbf{x}}(k+1) = \hat{\mathbf{x}}(k+1|k) + \mathbf{K}(k+1)\mathbf{r}(k+1) \quad (4.6)$$

$$\mathbf{P}(k+1) = (\mathbf{I} - \mathbf{K}(k+1)\mathbf{\Lambda})\mathbf{P}(k+1|k) \quad (4.7)$$

où $\hat{\mathbf{z}}(k+1|k)$ représente l'estimation des mesures déterminée à partir des états estimés $\hat{\mathbf{x}}(k+1|k)$ et la matrice $\mathbf{\Lambda}$ représentant le modèle des capteurs extéroceptifs, $\mathbf{r}(k+1)$, aussi nommée l'innovation, représente la différence entre les mesures réelles $\mathbf{z}(k+1)$ et les mesures estimées $\hat{\mathbf{z}}(k+1|k)$, \mathbf{K} est la matrice des gains de Kalman, \mathbf{C}_z est la matrice de covariance sur les mesures et \mathbf{I} est la matrice d'identité. En exécutant les équations (4.1) à (4.7), il est alors possible d'obtenir des états estimés optimaux, c'est-à-dire, de covariance minimale (donnée par l'équation (4.7)), à chaque itération pour les équations d'états définies et les mesures extéroceptives disponibles.

Toutefois, la formulation des équations (4.1) et (4.3) ne s'applique qu'aux systèmes linéaires et doit donc être généralisées afin de pouvoir servir dans le cas où les équations d'états ou

3. La notation $(k+1|k)$, utilisée dans plusieurs des équations présentées dans cette section, se lit, dans le cas de la variable \mathbf{P} , par exemple, « \mathbf{P} de $k+1$ sachant k » et indique une dépendance à une valeur provenant de l'itération précédente.

la réponse du capteur n'est pas linéaire. Dans ce cas, il est nécessaire d'exprimer ces deux équations dans une forme plus générale, comme la suivante :

$$\hat{\mathbf{x}}(k+1|k) = f_x(\hat{\mathbf{x}}(k), \mathbf{u}(k)) \quad (4.8)$$

$$\hat{\mathbf{z}}(k+1|k) = h_z(\hat{\mathbf{x}}(k+1|k)) \quad (4.9)$$

où f_x représente les équations d'états et h_z représente le modèle des capteurs extéroceptifs. Afin d'obtenir les matrices Φ , Γ et Λ , il faut prendre les dérivées partielles appropriées des équations (4.8) et (4.9). Il est alors possible d'exprimer ces matrices de la façon suivante :

$$\Phi = \left. \frac{\partial f_\theta}{\partial \theta} \right|_{\theta(k+1)} \quad (4.10)$$

$$\Gamma = \left. \frac{\partial f_\theta}{\partial \omega} \right|_{\theta(k+1)} \quad (4.11)$$

$$\Lambda = \left. \frac{\partial z}{\partial \theta} \right|_{\theta(k+1)}. \quad (4.12)$$

En remplaçant les équations (4.1) et (4.3) avec les équations (4.8) et (4.9) et en utilisant les équations (4.10) à (4.12) pour déterminer les matrices Φ , Γ et Λ pour chaque itération, il est possible de se servir des équations (4.2) et (4.4) à (4.7) pour définir la formulation généralisée du EKF, celle qui est utilisée dans l'approche proposée.

4.5 Approche proposée

L'approche proposée pour résoudre le problème d'estimation d'orientation d'une plateforme mobile en chute libre est la fusion de données par EKF utilisant les données d'un gyroscope (proprioceptif) et de deux LiDARs embarqués (extéroceptifs). La méthode proposée n'est valide que pour le cas unidimensionnel, mais elle peut être adaptée à un deuxième axe de rotation en ajoutant un troisième LiDAR. Le choix du gyroscope se justifie par sa simplicité d'utilisation ainsi que par l'hypothèse que le robot ne subira que de courtes chutes (l'ordre du mètre et donc une durée d'environ 0.45 secondes). La dérive de l'estimation de la pose du robot sera donc limitée. De plus, dans ce cas, il sera possible d'estimer l'orientation initiale de la plateforme. En effet, lorsque celle-ci se déplace en parcours libre dans le plan horizontal, elle ne subira pas de rotation autour des axes dans ce plan. Il sera donc possible de déduire que la plateforme commence à basculer lorsqu'une vitesse de rotation non-nulle autour d'un ou de plusieurs axes du plan horizontal est détectée. À ce moment, l'intégration des vitesses angulaires mesurées peut se faire en supposant une orientation initiale parallèle au plan horizontal. Toutefois, cette estimation initiale ne sera pas exacte et donc l'ajout des capteurs extéroceptifs à la plateforme est proposé afin de corriger toute erreur présente sur l'estimation initiale. Pour les raisons mentionnées à la section précédente, l'accéléromètre ne peut pas servir comme capteur extéroceptif dans ce cas et un système de vision embarqué n'est pas envisageable à la taille de plateforme visée. Cependant, une paire de LiDARs peut être utilisée en fusion avec le gyroscope pour estimer l'orientation de la plateforme en sachant qu'il est

souhaitable d'atterrir parallèle au sol. La mesure de l'angle entre le sol et la plateforme se fait en résolvant le problème géométrique illustré à la figure 4.1.

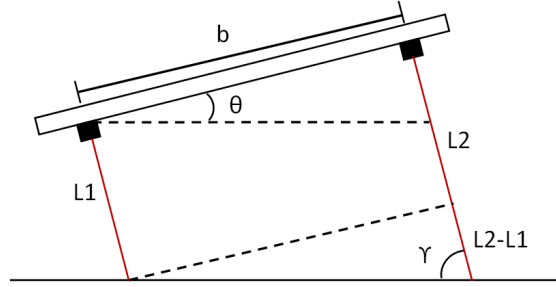


FIGURE 4.1 – Problème géométrique reliant le débalancement des mesures des LiDARS (L_1 et L_2) et la séparation des LiDARS (b) à l'angle de la plateforme (θ).

À partir de la figure 4.1, l'angle γ peut être exprimé en fonction de la différence des mesures des LiDARS et de la séparation entre ceux-ci.

$$\tan \gamma = \frac{b}{L_2 - L_1} \quad (4.13)$$

$$\Rightarrow L_2 - L_1 = \frac{b}{\tan \gamma} \quad (4.14)$$

Sachant que les triangles formés par les lignes pointillées à la figure 4.1 sont des triangles semblables, il est possible d'exprimer θ en fonction de γ .

$$\theta = \frac{\pi}{2} - \gamma \quad (4.15)$$

En combinant les équations (4.14) et (4.15), il est possible d'obtenir l'équation exprimant la réponse des LiDARS (équation (4.16)).

$$z \equiv L_2 - L_1 = b \tan \theta \quad (4.16)$$

Comme cette réponse des capteurs extéroceptifs est non-linéaire, un EKF, qui linéarise la réponse des capteurs autour du point d'estimation, est choisi au lieu d'un KF. En ce qui concerne le modèle dynamique de la plateforme, l'état décrivant le système correspond à l'angle entre la plateforme et le sol (θ) et cet état évolue suivant le modèle d'intégration d'ordre zéro de la vitesse angulaire. Ce modèle est représenté à l'équation (4.17) où $\theta(k)$ et $\omega(k)$ sont, respectivement, l'estimation de l'orientation et la vitesse angulaire de la plateforme à l'itération k et dT est le pas de temps effectué à cette itération.

$$\begin{aligned} \theta(k+1|k) &= f_\theta(\theta(k), \omega(k)) \\ &= \theta(k) + \omega(k)dT \end{aligned} \quad (4.17)$$

À partir des modèles dynamiques et des capteurs, il est possible de définir les matrices Φ , Γ et Λ du EKF avec les équations présentées à la section précédente. Dans ce cas-ci, il n'y a qu'une variable d'état et une mesure extéroceptive, donc ces matrices ainsi que les équations du EKF présentées à la section précédente peuvent être exprimées en forme scalaire.

$$\Phi = \frac{df_\theta}{d\theta} |_{\theta(k+1)} = 1 \quad (4.18)$$

$$\Gamma = \frac{df_\theta}{d\omega} |_{\theta(k+1)} = dT \quad (4.19)$$

$$\Lambda = \frac{dz}{d\theta} |_{\theta(k+1)} = \frac{b}{\cos^2(\theta(k+1|k))} \quad (4.20)$$

Cependant, il est à noter qu'il est possible d'avoir des mesures des LiDARs qui ne sont pas représentatives de l'état réel de la plateforme. En effet, cela peut survenir lorsque le plafond ou un obstacle est dans la portée des LiDARs. Dans un tel cas, ces capteurs retourneront une mesure de l'orientation qui sera interprétée par le filtre comme étant relative au plancher alors qu'elle est en réalité relative au plafond ou à un obstacle dans l'environnement. Mathématiquement, ce problème est représenté par la périodicité de la fonction tangente à chaque 2π . En raison de cette ambiguïté, les LiDARs ne pourront qu'être utiles pour des valeurs de θ entre $-\pi/2$ et $\pi/2$.

Pour prendre cette restriction en compte, une méthode « dropout » de capteurs inspirée de [73] est proposée. Cette méthode se sert de critères contextuels décrivant les domaines de validité des capteurs pour déterminer quelle information devrait servir pour mettre à jour l'estimation. Dans ce cas, la valeur estimée de la pose de la plateforme est le critère qui définit la région de validité des LiDARs :

$$A < \theta(k+1) < B \quad (4.21)$$

avec A et B étant $-\pi/2$ et $\pi/2$ respectivement dans le cas idéal. Par contre, tout dépendant de la hauteur à laquelle se trouve la plateforme ainsi que de la portée des LiDARs, les LiDARs ne seront pas nécessairement en contact avec le sol pour l'ensemble des angles entre $-\pi/2$ et $\pi/2$. Il est donc prudent de prendre des valeurs de A plus grandes que $-\pi/2$ et une valeur de B plus petite $\pi/2$. Suivant le critère donné à l'équation (4.21), l'estimation de l'état du système est donnée par :

$$\theta(k+1) = \begin{cases} (1-p)\theta_f(k+1) + p\theta_L(k+1) & \text{si (4.21)} \\ \theta_\omega(k+1) & \text{sinon} \end{cases} \quad (4.22)$$

où $\theta_f(k+1)$ est l'estimation de l'état provenant de la fusion des données du gyroscope et des LiDARs par EKF, $\theta_L(k+1)$ est l'estimation ne provenant que des LiDARs (équation (4.16)) et p est la pondération du terme $\theta_L(k+1)$ dans l'estimation de l'angle de la plateforme lorsque l'équation (4.21) est respectée. Une pondération non nulle de $\theta_L(k+1)$ est utilisée dans la région de validité des LiDARs afin d'assurer une convergence rapide de l'EKF vers estimation

proche de l'orientation réelle de la plateforme. Cette décision se base sur l'hypothèse que dans cette région de validité des LiDARs, $\theta_L(k+1)$ est une meilleure estimation que $\theta_\omega(k+1)$.

4.6 Protocole d'expérimentation

La validation de l'approche proposée est faite en deux temps. Une première partie se fait en simulation où les paramètres du filtre et du critère contextuelle sont optimisés. Ces paramètres sont ensuite retenus pour une validation expérimentale.

4.6.1 Simulation

Pour la validation en simulation, une plateforme en chute libre dans le plan xz est simulée. Cette plateforme est de 0.1 mètre de longueur et est équipée d'un gyroscope à son centre et un LiDAR à chacune des ses extrémités (portée de 1 mètre). La chute simulée est de 0.75 mètre et d'une durée de 0.45 secondes. Le profil de vitesse angulaire appliqué à la plateforme est obtenu d'une simulation dynamique d'une plateforme qui bascule d'une table effectuée avec *Siemens NX 11*⁴. La chute de la plateforme est illustrée à la figure 4.2. La carte utilisée, indiquée par la courbe bleue dans cette figure, est reconstruite à partir de l'environnement de la simulation. La section de gauche de cette carte correspond à la forme approximative de la table telle que vue par les LiDARs.

Les mesures du gyroscope sont données par la dernière courbe de la figure 4.2 et les mesures des LiDARs sont obtenues en trouvant l'intersection entre leur faisceau et la carte. Lorsqu'il n'y a pas d'interception, une valeur très grande est accordée à la mesure du LiDAR (toujours la même afin de pouvoir l'identifier). Du bruit gaussien est rajouté à ces mesures. L'écart type de ce bruit est déterminé à partir des données de calibration des capteurs prise dans la partie expérimentale.

4.6.2 Expérimentation

Pour la validation expérimentale, le gyroscope d'une centrale inertielle LSM9DS1TR et deux capteurs *Time-of-Flight* (ToF) VL53L0X (portée de 1 mètre) sont utilisés avec un *Arduino Mega 2560* pour effectuer l'acquisition de données. Le tout est installé sur une plateforme de carton tel que présenté à la figure 4.3. Les capteurs VL53L0X sont séparés d'une distance de 0.13 mètre.

La première partie du protocole d'expérimentation est une calibration des capteurs, ce qui consiste à maintenir la plateforme à environ 0.75 mètre du sol avec un angle nul par rapport

4. Dans cette simulation, une extrémité de la plateforme est en contact avec la table, mais son centre de masse est placé au delà de la surface de la table. Lorsque la simulation débute et la gravité est appliquée à la plateforme, celle-ci se met à basculer en raison du contact avec la table. Cet effet de bascule induit une rotation de la plateforme et fait en sorte que la durée de la chute de 0.75 m dure est un peu plus longue que le cas où la plateforme tombe sans rentrer en contact avec la table.

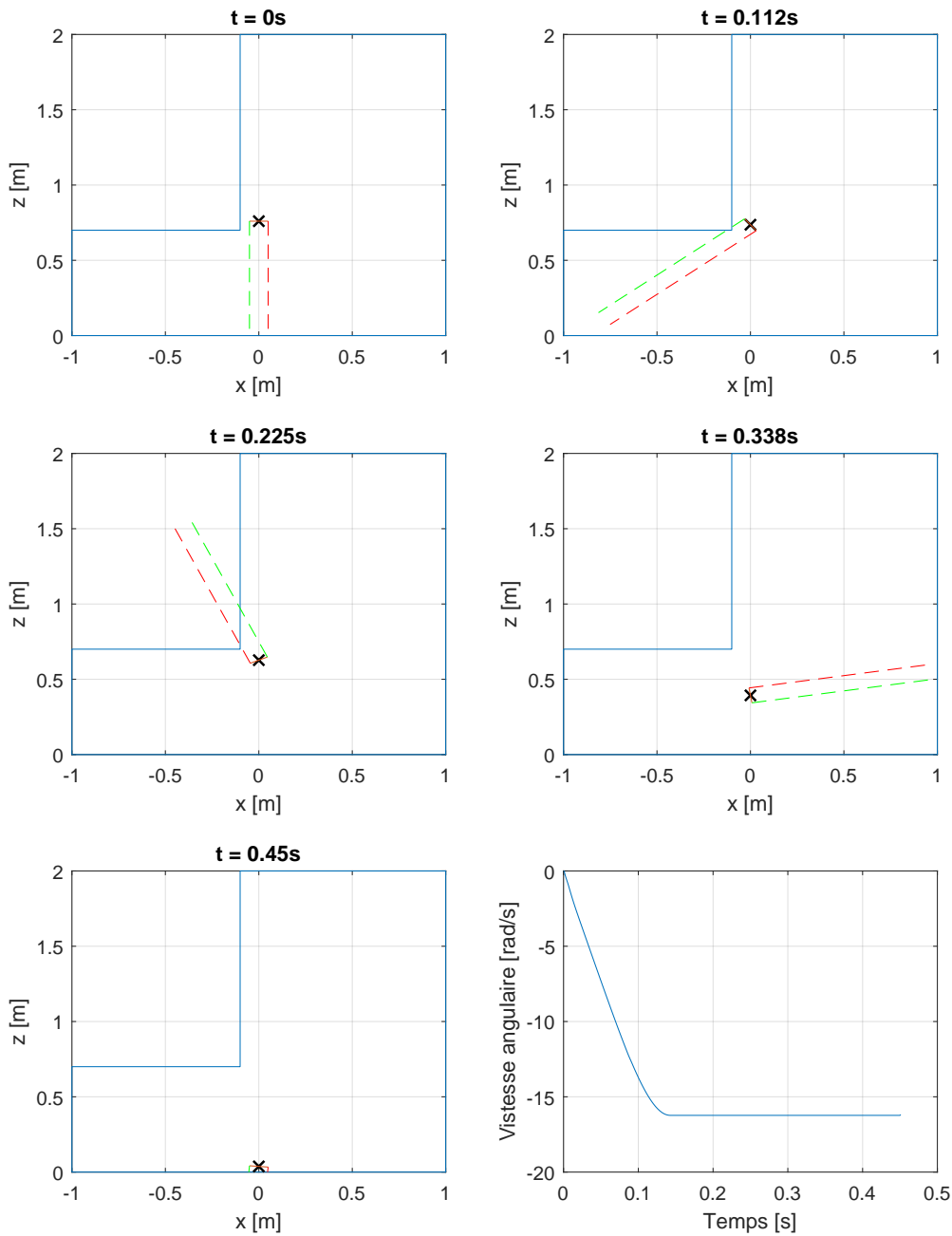


FIGURE 4.2 – Cinq premiers graphiques : orientation et position de la plateforme (indiqué par le « x » noir) à certains points de la chute. La courbe en bleu représente la carte utilisée et les droites pointillées en rouge et vert sont les faisceaux des LiDARs. Dernier graphique : vitesse angulaire de la plateforme au cours de la chute par rapport à l'axe sortant du graphique.

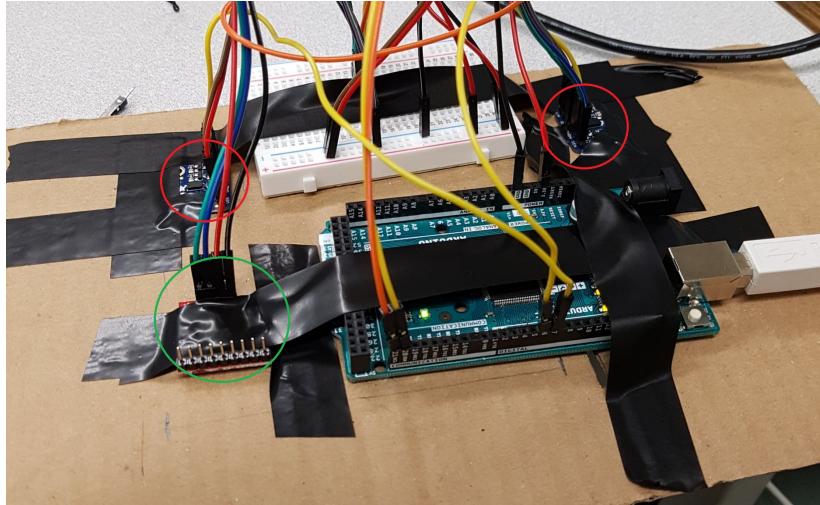


FIGURE 4.3 – Plateforme utilisée lors de la validation expérimentale. Les capteurs VL53L0X sont encerclés en rouge et la central inertielle LSM9DS1TR est encerclé en vert.

au sol (capteurs vers le sol) pendant deux minutes et récolter les données. Ces données sont utilisées pour caractériser les bruits et les biais des capteurs. La deuxième partie du protocole d'expérimentation consiste à tourner la plateforme par rapport à l'axe bissectrice de la droite reliant les LiDARs. Une mince tige en métal est passée dans la plateforme de carton le long de cet axe de rotation et est soutenue aux deux bouts à une distance d'environ 0.75 m du sol. La plateforme est ensuite tournée manuellement et sa trajectoire en rotation est reconstruite à partir d'une vidéo haute vitesse. Certes, le profil reconstruit, illustré à la figure 4.4, n'est pas une représentation parfaite de la trajectoire réelle effectuée, mais est suffisant pour les besoins de cette étude.

4.7 Résultats et Discussion

4.7.1 Calibration

Les histogrammes correspondant aux données de calibration sont présentés aux figures 4.5 à 4.7. De ces figures, il est possible de conclure que le profil gaussien (nécessaire pour le filtrage Kalman) est représentatif des distributions réelles de ces capteurs. Des données récoltées, il est possible d'obtenir des valeurs des écarts types des capteurs ToF de 0.00697 m et de 0.00753 m respectivement. De plus, un écart type de 0.0113 rad/s et un biais d'environ 0.0153 rad/s sont obtenus des mesures du gyroscope le long de l'axe utilisé. Les écarts types obtenus de cette calibration sont utilisés pour définir les covariances utilisées dans l'exécution du EKF.

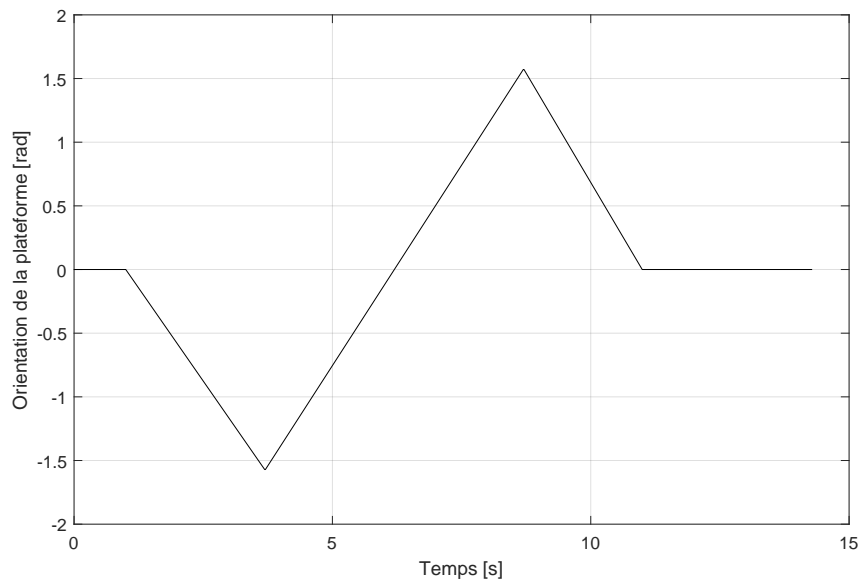


FIGURE 4.4 – Reconstruction de la trajectoire effectuée par la plateforme de la figure 4.3 à partir d’une vidéo haute vitesse (240 images par seconde).

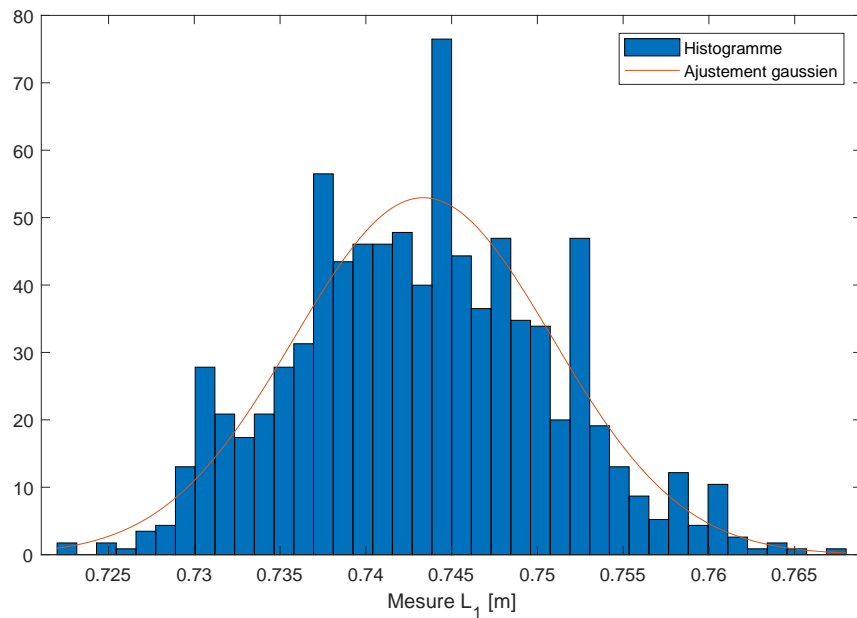


FIGURE 4.5 – Histogramme des données de calibration pour la mesure du premier capteur VL53L0X ainsi que le profil gaussien de moyenne et écart type correspondants (0.743 m et 0.00697 m respectivement).

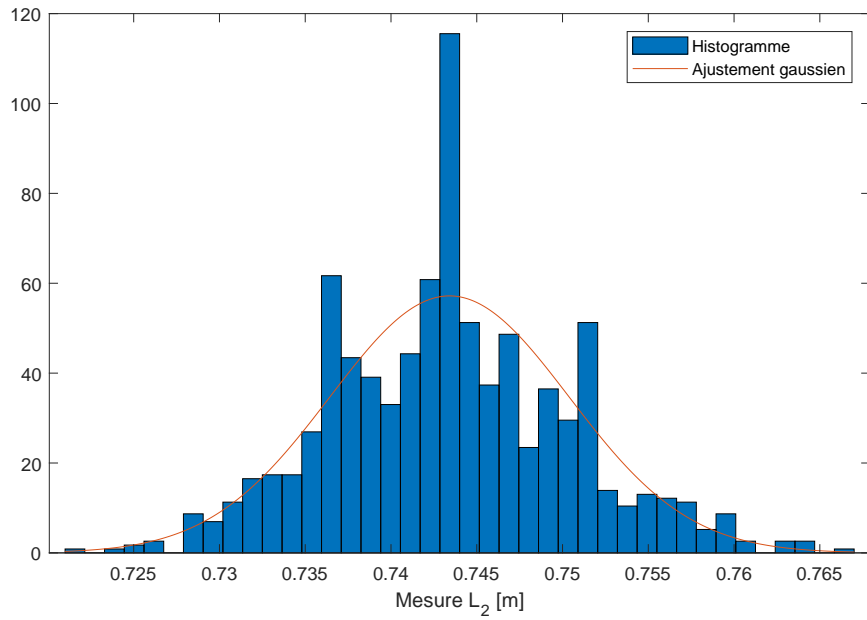


FIGURE 4.6 – Histogramme des données de calibration pour la mesure du deuxième capteur VL53L0X ainsi que le profil gaussien de moyenne et écart type correspondants (0.743 m et 0.00753 m respectivement).

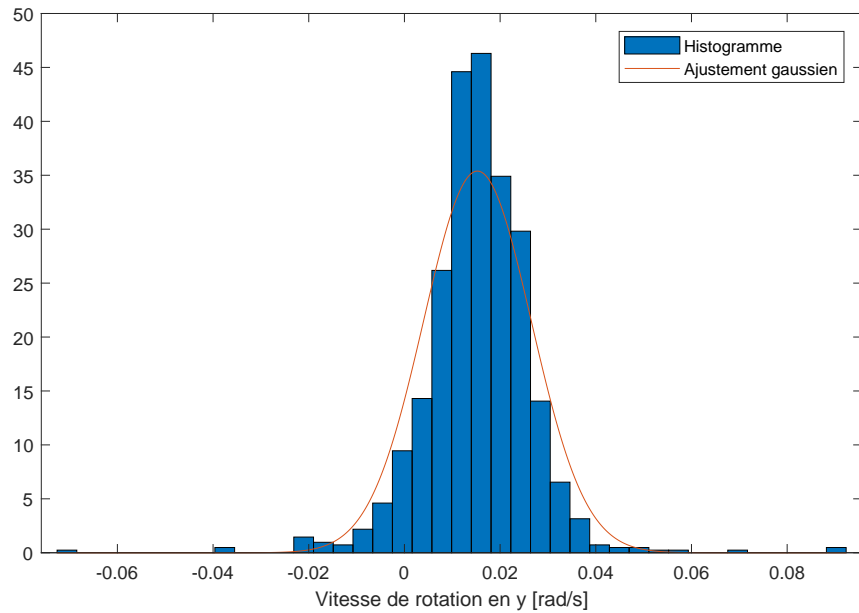


FIGURE 4.7 – Histogramme des données de calibration pour l'axe y du gyroscope (l'axe de rotation de la plateforme) ainsi que le profil gaussien de moyenne et écart type correspondants (0.0153 rad/s et 0.0113 rad/s respectivement).

4.7.2 Simulation

Suivant la démarche décrite dans la section 4.6.1, les données de simulation pour le cas simulé sont obtenues et un bruit gaussien d'écart type correspondant aux valeurs déterminées à la section 4.7.1 est ajouté aux mesures. Ces mesures sont ensuite combinées suivant la méthode de fusion du EKF et l'estimation finale à chaque itération est obtenue suivant le critère contextuel décrit par l'équation (4.21). Afin d'optimiser les valeurs de A , B et p de ce critère, une recherche en grille est effectuée et les résultats sont présentés au tableau 4.1. Les valeurs choisies pour la recherche en grille sont représentatives des plages de valeurs possibles des paramètres à optimiser. Il est à noter que l'estimation initiale fournie au filtre correspond à une valeur aléatoire tirée d'une distribution normale de moyenne nulle et de variance égale à 0.436 radians (25 degrés). Cette valeur est choisie comme valeur initiale de la variance de l'état du système, car il est supposé que l'estimation initiale de l'orientation de la plateforme pourra être déterminée avec un écart-type de 0.0872 rad (5 degrés).

A,B	p = 0	p = 0.25	p = 0.50	p = 0.75
[rad]	[rad]	[rad]	[rad]	[rad]
$-\pi/6, \pi/6$	2.782	0.0766	2.782	2.783
$-\pi/3, \pi/3$	2.783	1.365	2.751	2.758
$-\pi/2, \pi/2$	1.361	1.3612	0.218	1.3612

TABLEAU 4.1 – Erreur d'estimation moyenne sur l'ensemble de la trajectoire simulée en fonction des paramètres du critère contextuelle utilisée.

Du tableau 4.1, il est possible de voir que les valeurs qui minimisent l'erreur d'estimation parmi celles testés sont un A de $-\pi/6$, un B de $-\pi/6$ et un p de 0.25. Les petites valeurs optimales de A et B s'explique par le fait que le hauteur de la chute (0.75 mètre) est proche de la portée des LiDARs (un mètre), ce qui réduit la région de validité de ces capteurs. La valeur optimale de p s'explique par le fait que, pour des valeurs trop proches de 0, la convergence de l'estimation de la fusion de données vers la valeur prédite par les LiDARs, qui est la bonne à l'intérieur de leur région de validité, est plutôt lente. Cela s'explique par le fait que la variance sur les mesures des LiDARs sont d'un ordre de grandeur similaire à celle accumulée sur l'état estimé suite à l'étape de prédiction du filtre. Par conséquence, le filtre ne corrige pas très agressivement l'estimation de l'étape de prédiction, car, selon les variances qui lui sont fournies, l'estimation des LiDARs n'est pas nettement meilleure que celle de l'intégration du gyroscope, alors qu'elle peut l'être s'il y a une grande erreur sur l'estimation initiale. Toutefois, l'agressivité de correction pour des grandes valeurs de p peut être catastrophique dans le cas où les régions de validité des LiDARs ne sont pas précisément définies. En effet, dans un tel cas, si jamais il y a une donnée aberrante fournie par les LiDARs à l'intérieur des régions de validité définies, ce qui est possible proche des frontières, la pondération de cette mesure aberrante sur l'estimation de la pose sera trop importante et pourrait faire diverger l'estimation du filtre pour plusieurs itérations. La valeur intermédiaire de p de 0.25 est alors un bon compromis.

L'estimation de l'orientation de la plateforme en fonction du temps pour le cas simulé avec les paramètres optimaux trouvés est présentée à la figure 4.8. Cette figure compare la méthode d'estimation utilisée à différentes méthodes d'estimation et à la trajectoire prescrite.

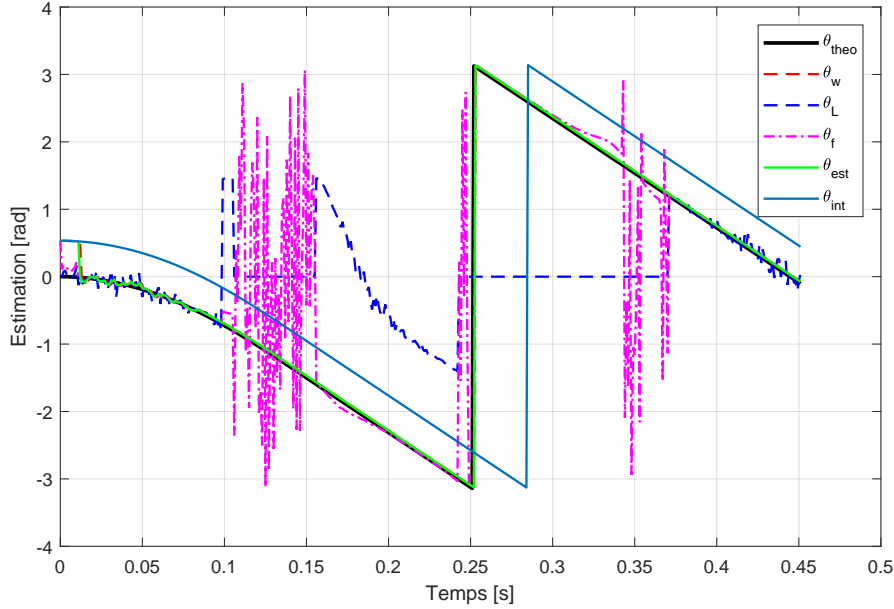


FIGURE 4.8 – Comparaison des différentes méthodes d'estimation de la pose de la plateforme dans le cas simulé optimal (A , B et p de $-\pi/6$, $\pi/6$ et 0.25 respectivement) où θ_{theo} est l'orientation réelle de la plateforme, θ_w est l'estimation de l'intégration du gyroscope sur l'état précédent estimé par la méthode proposée, θ_L est l'estimation des mesures des LiDARS, θ_f est l'estimation du EKF, θ_{est} est l'estimation basé sur le critère contextuelle et θ_{int} est l'intégration pure des mesures du gyroscope. Les erreurs moyennes de chaque méthode d'estimation sont, respectivement, 0.220 rad, 1.203 rad, 0.551 rad, 0.0765 rad et 0.865 rad.

De cette figure, il est possible de remarquer que l'estimation obtenue suivant la méthode de fusion proposée dans ce chapitre performe mieux que la fusion EKF traditionnelle. Cela s'explique par le fait que, tel qu'il est possible de voir sur la figure, les estimations obtenues des LiDARS ne sont pas précises sur l'ensemble de la trajectoire (notamment lorsque les LiDARS ne pointent pas le sol). En effet, l'utilisation de mesures aberrantes dans un filtre de Kalman est catastrophique pour la précision de l'estimation obtenue, d'où l'importance de bien définir les régions de validité des capteurs utilisés. De plus, il est intéressant de remarquer que l'intégration des mesures du gyroscope performe aussi bien que la méthode proposée lorsque l'intégration se fait à partir de θ_{est} . En effet, lorsque la plateforme passe dans une configuration favorable à l'utilisation des LiDARS, l'erreur initiale d'estimation est corrigée suivant les équations du filtre de Kalman⁵, ce qui n'est pas le cas pour l'intégration pure des

5. Dans ce cas, la plateforme commence dans la région de validité des LiDARS, donc la correction de l'erreur initiale est quasiment immédiate (autant pour θ_w que pour θ_{est})

mesures du gyroscope. Cela implique aussi que, même pour des plus longues trajectoires où la dérive de l'estimation devient significative lorsque la plateforme est en dehors de la région de validité de ses LiDARs, les erreurs accumulées en intégration seront corrigées au moment où la plateforme retombe dans cette région de validité.

4.7.3 Expérimentation

En conservant les mêmes paramètres pour le filtre et pour le critère contextuel qu'à la validation en simulation, l'orientation de la plateforme au cours de la trajectoire est estimée selon la méthode proposée dans cet article. Les résultats obtenus sont présentés à la figure 4.9. Il est à noter que le biais du gyroscope précédemment caractérisé est soustrait de ses mesures avant de les utiliser dans le filtrage.

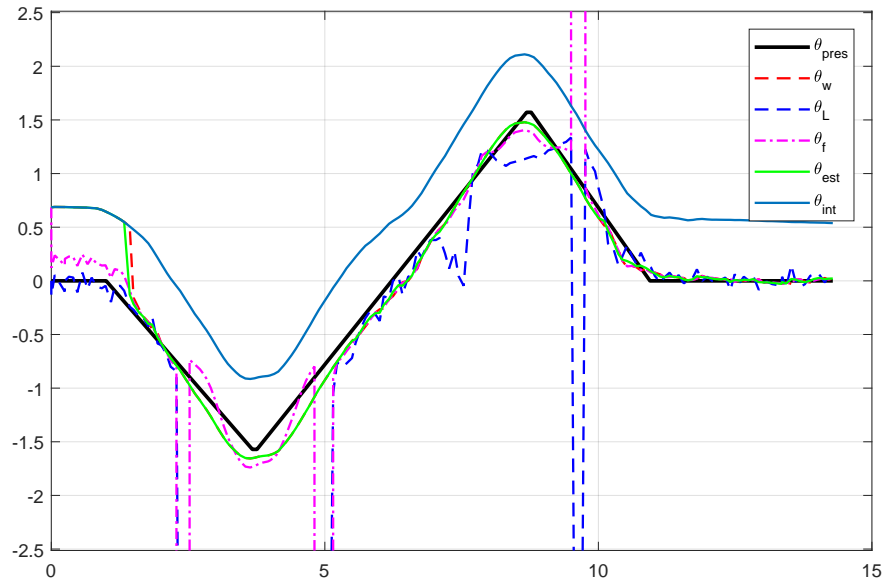


FIGURE 4.9 – Comparaison des différentes méthodes d'estimation de la pose de la plateforme dans le cas expérimental avec A , B et p de $-\pi/6$, $\pi/6$ et 0.25 respectivement où θ_{pres} est l'orientation de la plateforme obtenue de la vidéo haute vitesse, θ_w est l'estimation de l'intégration du gyroscope sur l'état précédent estimé par le méthode proposée, θ_L est l'estimation des mesures des capteurs ToF, θ_f est l'estimation du EKF, θ_{est} est l'estimation basé sur le critère contextuelle et θ_{int} est l'intégration pure des mesures du gyroscope. Les erreurs moyennes de chaque méthode d'estimation sont, respectivement, 0.106 rad, 0.363 rad, 0.162 rad, 0.103 rad et 0.634 rad.

De la figure 4.9, il est possible de remarquer des résultats similaires à ceux du cas simulé. En effet, l'estimation par la méthode proposée est plus exacte que les autres méthodes testées. De plus, pour les mêmes raisons qu'en simulation, la fusion EKF sans critère contextuel ne performe pas très bien à quelques points de la trajectoire en raison des données aberrantes

fournies par les capteurs ToF dans ces configurations. En ce qui concerne la méthode par intégration à partir des estimations θ_{est} de l'itération précédente, cette méthode performe presque aussi bien que l'estimation θ_{est} . Comme dans le cas simulé, ce résultat démontre que l'intégration des mesures de gyroscopes performe bien lorsque l'estimation de l'orientation au point précédent est bonne et que l'intégration ne se fait sans correction extéroceptive que sur des courtes périodes de temps.

4.8 Conclusion

Dans ce chapitre, une méthode basée sur le filtrage de Kalman étendu des mesures d'un gyroscope et de deux LiDARs a été proposée pour résoudre le problème d'estimation d'orientation d'une plateforme en chute libre. L'utilisation d'un critère contextuel a aussi été proposé pour définir les régions de validité des LiDARs dans l'optique d'améliorer les performances de l'estimation par rapport au filtrage étendu classique. Des validations en simulation et en expérimentation ont permis de démontrer l'amélioration qu'apporte la méthode de filtrage proposée par rapport au filtrage classique et par rapport aux estimations directement tirées des mesures du gyroscope ou des LiDARs. Il est alors envisageable d'utiliser l'approche proposée pour faire l'estimation d'orientation du prototype mobile du chapitre 2.

De plus, l'ajout d'un critère caractéristique à une méthode de fusion de données classique simplifie potentiellement l'implémentation d'un estimateur d'orientation dans le contrôleur de ce prototype. En effet, ce critère utilise des comparaisons booléennes pour déterminer si la fusion de données est à utiliser à chaque pas de temps. Ce genre d'opération ne requiert que peu de puissance de calcul et permet d'éviter les calculs de fusion de données lorsque ceux-ci ne sont pas nécessaires. Pour un système simple comme celui étudié dans ce chapitre, l'impact de ce critère sur la puissance de calcul n'est probablement pas significatif, mais pourrait l'être pour un estimateur qui utilise plusieurs capteurs supplémentaires.

Malgré les conclusions tirées de ce chapitre, une limite importante s'impose au travail présenté. En effet, les régions de validité dépendent grandement de l'environnement de la plateforme (hauteur de chute, surface d'atterrissage, obstacles dans les environs, etc.). Les valeurs identifiées dans ce chapitre ne peuvent donc pas être généralisées à tous les cas de chute possibles. L'utilisation efficace de la méthode proposée est donc dépendante des connaissances préalables de l'environnement. Il serait alors intéressant et pertinent d'explorer les performances de cette méthode dans des environnements plus divers afin de voir s'il est possible soit de définir un critère contextuel dynamique, soit de bâtir une librairie des différents critères contextuels à utiliser selon les différents environnements préalablement caractérisés. De plus, l'intégration d'un capteur extéroceptif supplémentaire comme un magnétomètre pourrait aider à généraliser les performances du filtre présenté et offrir une référence extéroceptive indépendante aux zones de validité des LiDARs.

Conclusion

Dans ce mémoire, les manoeuvres de réorientation appliquées à une architecture robotique articulée et à un prototype robotique mobile ont été étudiées dans le contexte de contrôler l'orientation d'atterrissage de ces robots lors de chutes de courte durée. L'objectif du travail présenté était d'atteindre des capacités de réorientation rapide, c'est-à-dire, de 180 degrés selon un axe (pire scénario possible pour le contrôle de l'orientation d'atterrissage) dans le temps de chute d'un mètre (0.45 secondes), et multiaxe.

Dans le chapitre 1 de ce mémoire, une architecture articulée quadrupède et deux manoeuvres de réorientation ont été proposées dans l'optique d'atteindre les performances de réorientation souhaitées. Deux modèles mathématiques distincts et équivalents ont été développés afin de décrire et de planifier les manoeuvres de réorientation proposées. Des simulations dynamiques ont permis de valider les modèles développés et les capacités de réorientation de l'architecture proposée. Cependant, en raison des valeurs maximales de couples nécessaires à certaines articulations au cours des réorientations simulées, certains doutes par rapport à la faisabilité des ces manoeuvres dans un contexte pratique ont été apportés.

Dans le chapitre 2, suivant les conclusions tirées au premier chapitre, une transition vers une architecture mobile omnidirectionnelle a été effectuée et les manoeuvres de réorientation de cette nouvelle architecture ainsi que les modèles dynamiques permettant de planifier ces manoeuvres ont été présentés. Un prototype a ensuite été conçu pour démontrer les capacités de réorientation de cette nouvelle architecture. Avec ce prototype, une réorientation de 179 degrés en 0.44 secondes ainsi que des réorientations simultanées selon les axes de roulis et de tangage ont été démontrées expérimentalement pour des manoeuvres précalculées. Avec ces résultats, les capacités de réorientation visées ont été atteintes. Certaines avenues pour généraliser les performances du prototype développé en permettant la planification des manoeuvres de réorientation pendant la chute ont brièvement été discutées dans ce chapitre, mais ont été abordées plus en détails dans un chapitre subséquent du mémoire.

Le chapitre 3 a explicité les étapes de conception du prototype mobile développé qui n'ont pas été incluses dans le chapitre 2. D'une part, le développement du modèle dynamique caractérisant les manoeuvres de réorientation du prototype a été explicité afin de démontrer comment ce modèle a servi au choix de certains composants du système d'actionnement du prototype.

D'autre part, les forces d'impact et les efforts internes résultant lors de l'atterrissage au cours des démonstrations effectuées au deuxième chapitre ont été caractérisés. Cela a ensuite permis de définir l'épaisseur d'amortissement nécessaire pour protéger le prototype à l'atterrissage et de choisir le matériau et les dimensions de certaines pièces du prototype afin de s'assurer que les efforts internes dus à l'impacte ne causent aucune déformation plastique de ces pièces.

Le quatrième et dernier chapitre de ce mémoire a présenté une étude des techniques de fusion de données par filtre de Kalman étendu appliquées au problème d'estimation d'orientation d'un corps en chute libre. La méthode de fusion proposée se sert des mesures proprioceptives d'un gyroscope et des mesures extéroceptives de deux LiDARs avec un critère caractéristique qui définit les régions de validité des mesures extéroceptives pour estimer l'orientation d'une plateforme en apesanteur. Des résultats simulés et expérimentaux ont démontré l'efficacité de cette méthode par rapport à d'autres méthodes d'estimation d'orientation testées, comme la fusion de données sans critère contextuel et l'intégration des mesures des vitesses angulaires du gyroscope. En effet, avec ces résultats, il a été démontré que la méthode proposée peut corriger l'erreur d'estimation liée à une mauvaise estimation initiale de l'orientation de la plateforme sans être susceptible aux données aberrantes obtenues des LiDARs lorsque leurs conditions de validité ne sont pas respectées.

À la suite des travaux présentés dans ce mémoire, il est possible de constater que la réorientation rapide et multiaxe visée est tout à fait atteignable en pratique et qu'il est question d'optimiser l'architecture d'un robot de réorientation de façon à avoir une grande inertie active et une structure compacte de façon à limiter les couples et vitesses maximaux nécessaires pour atteindre la réorientation voulue. Cependant, il est important de considérer certaines limitations rencontrées au cours du travail présenté. En ce qui concerne les robots de réorientation articulés, les résultats du premier chapitre de ce mémoire démontrent bien les difficultés rencontrées concernant la viabilité des manoeuvres en pratique. En effet, en raison de la nature sérielle des membrures de l'architecture proposée, il est plus difficile d'optimiser l'architecture tel que mentionné plus haut. Alors qu'il est fort probablement possible d'atteindre les performances de réorientation visée avec un prototype articulé, l'optimisation de l'architecture de façon à maximiser ses performances est moins évidente que pour les architectures mobiles et c'est pour cette raison que la transition vers une architecture mobile a été effectuée.

De plus, tel que mentionné au début du chapitre 2, l'utilisation croissante des robots de secours en réponse aux catastrophes présente un domaine d'application important pour les robots mobiles de réorientation. L'amélioration du prototype à roues développé présente donc des avenues possiblement plus prometteuses pour la progression du travail de ce mémoire. Toutefois, les performances de ce prototype comprennent leurs propres limitations. En effet, dans son état actuel, ce prototype ne contient pas d'estimateur d'orientation embarqué et ne peut donc pas planifier ses manoeuvres de réorientation en temps réel. Un début de solution a été présenté au chapitre 4 de ce mémoire et représente un point de départ pour implémenter un

estimateur d'orientation dans une prochaine itération du prototype développé. Une deuxième limitation de ce prototype concerne ses fonctionnalités en parcours libre. En effet, tel que démontré au deuxième chapitre, le prototype est capable de se déplacer en parcours libre, mais la précision de ses déplacements par rapport à la consigne donnée n'est pas évaluée et donc ne peut pas être assurée. Avant de pouvoir conclure sur la viabilité de ce prototype dans un contexte de secours, ses capacités à suivre des trajectoires données en parcours libre doivent être évaluées. Il est aussi à noter que l'utilisation des méthodes de fusion de données du chapitre 4, avec les capteurs appropriés, permettrait d'estimer la position et l'orientation du prototype pendant ses déplacements de parcours libre et donc d'améliorer la précision de ses déplacements. Ces deux limitations représentent les principales avenues d'amélioration en vue d'une deuxième itération du prototype de réorientation développé.

Annexe A

Conception du système de poulies

A.1 Introduction

Cette annexe présente les étapes de conception du système de poulies utilisé dans le prototype mobile. Ces étapes sont basées sur des calculs empiriques tirés du document *The World of Timing Belts* [81]. L'ensemble des équations et des figures présentées ci-dessous sont aussi tirées de ce document. Les spécifications du moteur EC 45 plat 80 watts choisi au chapitre 3 sont tirées de [58] et les spécifications de la grande poulie, de la petite poulie et de la courroie choisies dans cet annexe sont données dans [82], [83] et [84] respectivement.

A.2 Étape 1 : couple maximal

Le couple maximal que peut subir un système de poulie est donné par le couple de décrochage du moteur qui actionne les poulies et un facteur de service de valeur entre 1.5 et 2. Ce facteur est déterminé en fonction des conditions de fonctionnement du système de poulies : une valeur proche de 1.5 est utilisée pour des modes d'opération plutôt lisses, alors qu'une valeur plus élevée est utilisée pour des systèmes avec des vitesses et des couples d'opération plus élevés. Dans ce cas, une valeur de 1.8 est choisie puisque le moteur sera utilisé dans sa plage d'opération de courte durée lors des manoeuvres de réorientation les plus exigeantes. Le système de poulies doit donc pouvoir subir des vitesses et des couples relativement élevés pour la taille du système. Cependant, le choix de valeur de ce facteur demeure plutôt arbitraire. L'équation reliant le couple maximal M_{max} du système au couple de décrochage du moteur $M_{decrochage}$ est donc comme suit :

$$M_{max} = 1.8M_{decrochage}. \quad (\text{A.1})$$

Dans ce cas, pour le moteur choisi au chapitre 3, le couple de décrochage est de 1.69 Nm [58]. Le couple maximal correspondant est alors de 3.04 Nm.

A.3 Étapes 2 et 3 : espacement des dents de la courroie

De l'équation (A.1) et de la vitesse de rotation de la petite poulie du système (S_{rapide}), la puissance (P) de fonctionnement du système peut être calculée comme suit :

$$P = \frac{S_{rapide}M_{max}}{9550}. \quad (A.2)$$

Avec P et S_{rapide} , l'espacement entre les dents de la courroie peut être choisi de la figure A.2 et validé par rapport à M_{max} à partir des figures A.3 and A.4. Ces figures sont données à la fin de cette annexe (voir section A.9). Dans ce cas, avec la contrainte de vitesse maximale des roues obtenue au chapitre 3 et la valeur de M_{max} calculée à la section précédente, une puissance d'opération de 0.43 HP est obtenue et l'espacement standard de courroie de 3 mm GT est choisi des figures A.2 à A.4.

A.4 Étape 4 : ratio de réduction

Tel que mentionné au chapitre 3, un ratio de réduction d'environ 2 pour 1 est voulu pour le système de poulies à concevoir. Dans ce cas, étant donné la taille du prototype, une grande poulie à 40 dents et de 38.2 mm de diamètre et une petite poulie à 19 dents et de 18.1 mm de diamètre sont choisies. La figure A.1 donne la distance minimale C_{MIN} , exprimée en unités du pas de la courroie, nécessaire entre les poulies.

N1/N2	N2/N1	N1	N2	N1-N2	C MIN
2.105	0.475	40	19	21	9.390

FIGURE A.1 – Extrait des tableaux de vitesse de la section 21 de [81].

Pour le pas choisi, C_{MIN} est donc de 28.2 mm. Avec la disposition du système de poulies sur le prototype (voir figure 2.2), la distance entre les poulies est d'environ 44 mm.

A.5 Étape 5 : vitesse de la courroie

La vitesse V_c de la courroie peut être calculée à partir de la vitesse de rotation de la petite poulie S_{rapide} et de son diamètre D_p avec l'équation suivante :

$$V_c = 0.0000524D_pS_{rapide}. \quad (A.3)$$

Il est généralement conseillé d'éviter des vitesses de courroie au delà de 33 m/s. Dans ce cas, avec le diamètre de la petit poulie choisie et la valeur de S_{rapide} précédemment déterminée, une vitesse de courroie de 1.28 m/s est obtenue, ce qui est largement en bas de la vitesse maximale conseillée.

A.6 Étape 6 : longueur de la courroie

La longueur de courroie à utiliser pour un système donné est définie en fonction du nombre de dents de la courroie (N_t). Ce paramètre peut être calculé à partir des spécifications du système précédemment définies avec l'équation suivante :

$$N_t = 0.5(N_1 + N_2) + \frac{N_1 + N_2}{\pi} \sin^{-1} \left(\frac{p(N_1 - N_2)}{2\pi C} \right) + \sqrt{\left(\frac{2C}{p} \right)^2 - \left(\frac{N_1 - N_2}{\pi} \right)^2} \quad (\text{A.4})$$

où N_1 et N_2 sont le nombre de dents respectif de la grande poulie et de la petite poulie, p est le pas de la courroie et C est la distance entre les poulies. Puisque le nombre de dents par unité de longueur d'une courroie est une spécification généralement fournie par le fabricant, la longueur de courroie à utiliser peut être déterminée à partir de N_t . Lorsque N_t n'est pas entier, il est généralement conseillé d'arrondir vers le bas. Dans ce cas, une valeur de N_t de 62 est obtenu, ce qui correspond à une longueur de courroie de 179 mm.

A.7 Étape 7 : largeur de la courroie

Les tableaux à utiliser pour choisir la largeur de courroie à utiliser pour des spécifications de puissance et de couple maximal d'un système de poulies sont donnés aux tableaux 40 à 47 de [81]. Avec ces tableaux, une largeur de courroie de 9 mm est obtenue. Avec les spécifications déterminées à la section précédente, une courroie à 59 dents, de 9 mm de largeur et de 177 mm de longueur est choisie.

A.8 Étape 8 : contact entre la courroie et la petite poulie

Le nombre de dents de la courroie en contact avec la petite poulie (N_{tm}) peut être calculé avec l'équation suivante :

$$N_{tm} = \frac{N_2}{360} \left(180 - \frac{60(D_g - D_p)}{C} \right). \quad (\text{A.5})$$

Où D_g est le diamètre de la grande poulie. Il est conseillé d'avoir un contact entre la courroie et la petite poulie d'au moins 6 dents. Dans ce cas, une valeur de N_{tm} de 8 est obtenue, ce qui valide qu'il y a suffisamment de dents de la courroie en contact avec la petite poulie pour le système conçu.

A.9 Graphiques pour le choix de courroie

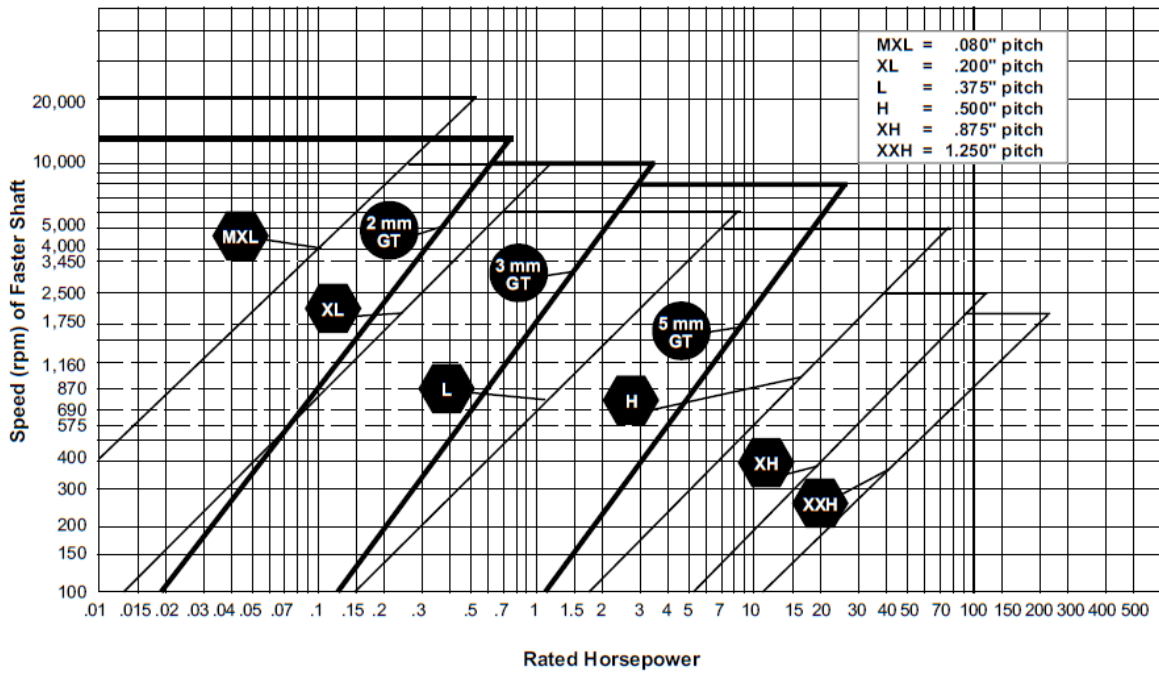


Fig. 4 Comparative Belt Pitch Selection Guide

FIGURE A.2 – Différents choix d'espacement de courroie selon la puissance d'opération et de la vitesse de la petite poulie.

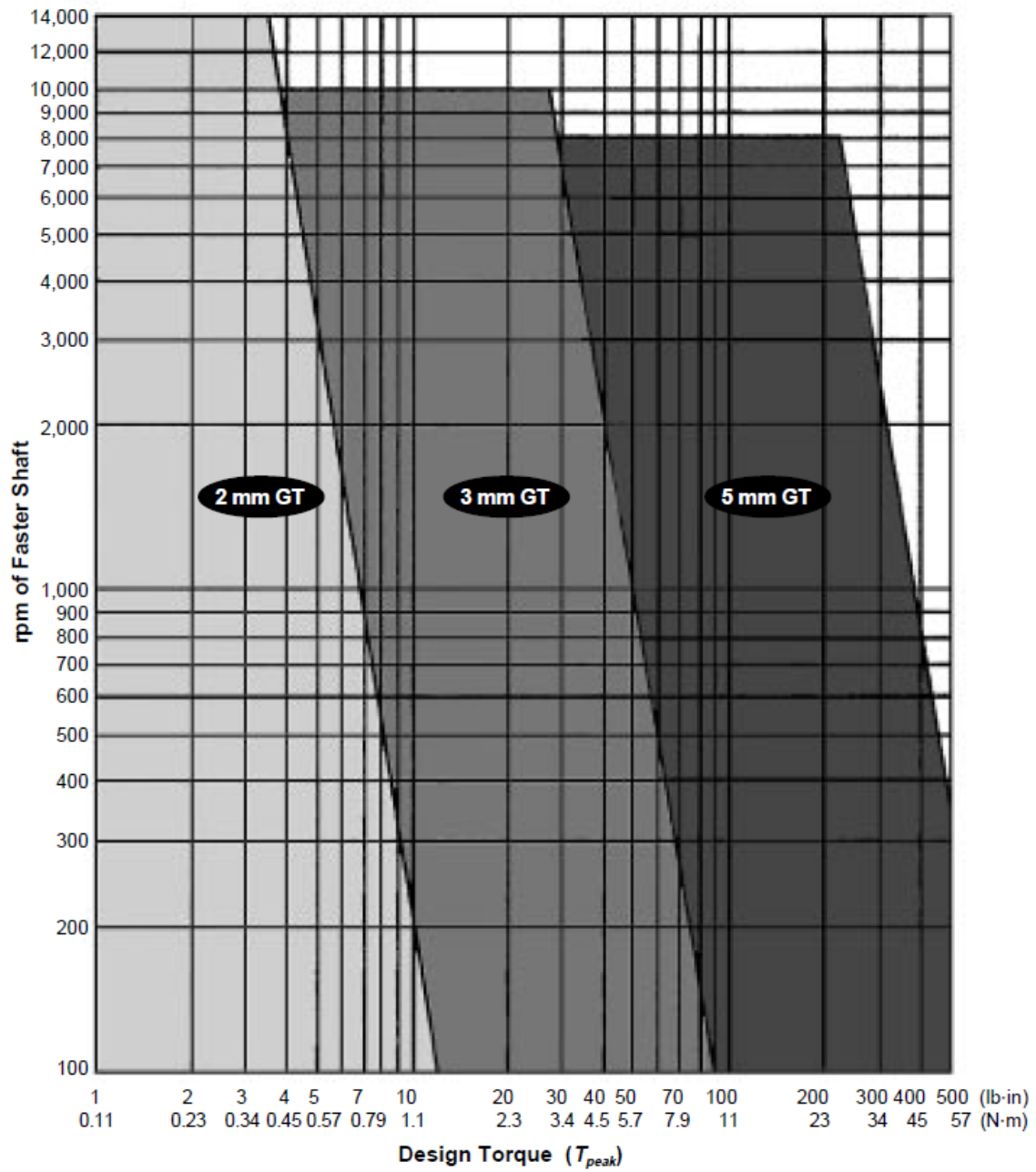


FIGURE A.3 – Graphique de vérification du couple maximal pour des courroie métriques.

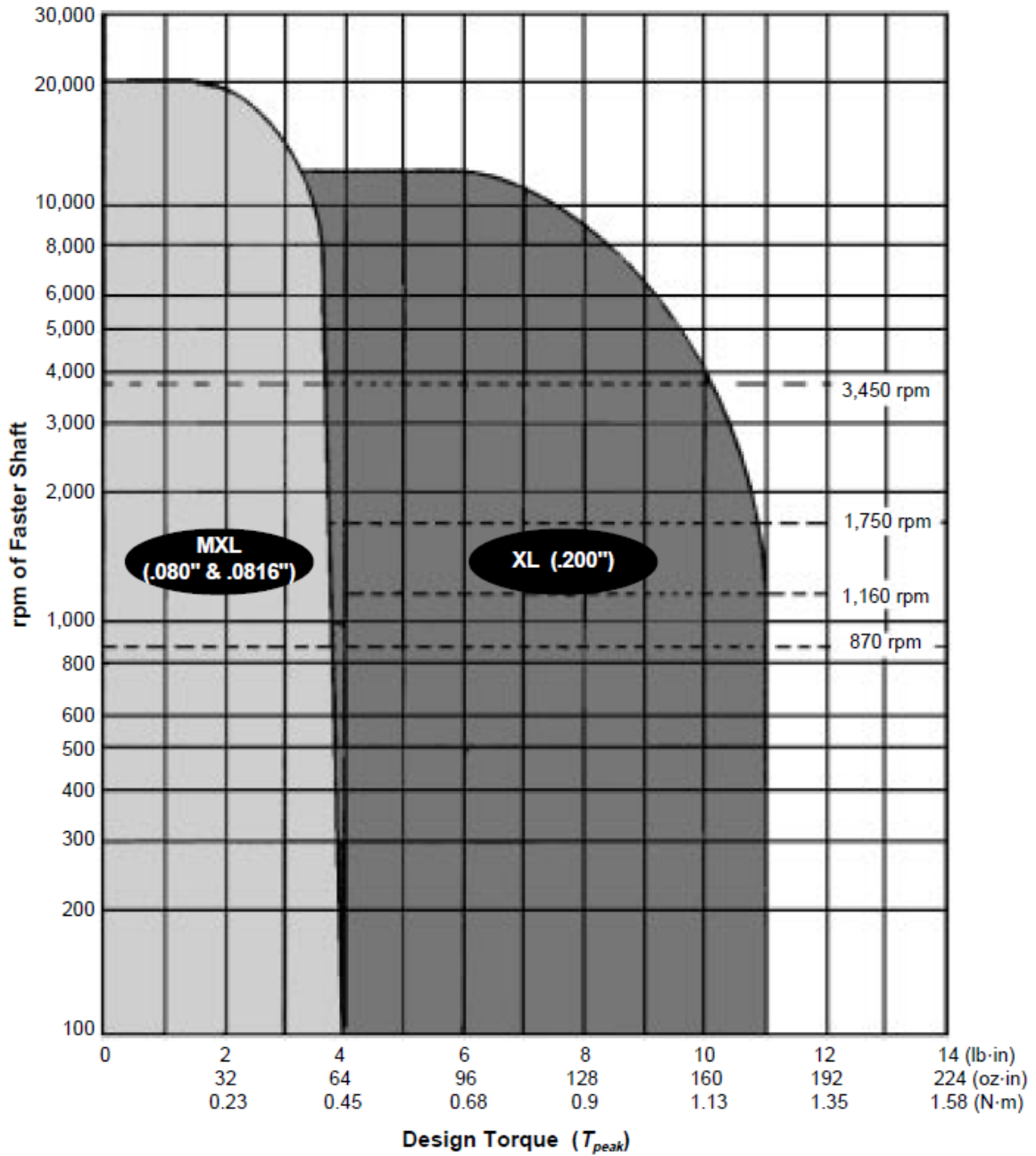


FIGURE A.4 – Graphique de vérification du couple maximal pour des courroie impériales.

Bibliographie

- [1] M Marey. Des mouvements que certains animaux exécutent pour retomber sur leurs pieds, lorsqu'ils sont précipités d'un lieu élevé. In *Acad. Sci.*, volume 119, pages 714–717, 1894.
- [2] JR Benton. How a falling cat turns over. *Science*, 35(890) :104–105, 1912.
- [3] GGJ Rademaker and JWG Ter Braak. Das umdrehen der fallenden katze in der luft. *Acta Oto-Laryngologica*, 23(2) :313–343, 1936.
- [4] Thomas R Kane and MP Scher. A dynamical explanation of the falling cat phenomenon. *International journal of solids and structures*, 5(7) :663–670, 1969.
- [5] Donald C Dunbar. Aerial maneuvers of leaping lemurs : The physics of whole-body rotations while airborne. *American journal of primatology*, 16(4) :291–303, 1988.
- [6] Thomas Libby, Talia Y Moore, Evan Chang-Siu, Deborah Li, Daniel J Cohen, Ardian Jusufi, and Robert J Full. Tail-assisted pitch control in lizards, robots and dinosaurs. *Nature*, 481(7380) :181–184, 2012.
- [7] Thomas R Kane and MP Scher. Human self-rotation by means of limb movements. *Journal of biomechanics*, 3(1) :39–49, 1970.
- [8] Cliff Frohlich. Do springboard divers violate angular momentum conservation ? *American journal of physics*, 47(7) :583–592, 1979.
- [9] Cliff Frohlich. The physics of somersaulting and twisting. *Scientific American*, 242(3) : 154–165, 1980.
- [10] Evangelos Papadopoulos, Ioannis Fragkos, and Ioannis Tortopidis. On robot gymnastics planning with non-zero angular momentum. In *Proceedings 2007 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 1443–1448. IEEE, 2007.
- [11] Leia Abigail Stirling. *Development of astronaut reorientation methods : A computational and experimental study*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2008.
- [12] Kazuya Yoshida and Yoji Umetani. Control of space manipulators with generalized jacobian matrix. In *Space robotics : Dynamics and control*, pages 165–204. Springer, 1993.

- [13] Steven Dubowsky and Evangelos Papadopoulos. The kinematics, dynamics, and control of free-flying and free-floating space robotic systems. *IEEE Transactions on robotics and automation*, 9(5) :531–543, 1993.
- [14] Guan-Horng Liu, Hou-Yi Lin, Huai-Yu Lin, Shao-Tuan Chen, and Pei-Chun Lin. A bio-inspired hopping kangaroo robot with an active tail. *Journal of Bionic Engineering*, 11(4) :541–555, 2014.
- [15] Garrett Wenger, Avik De, and Daniel E Koditschek. Frontal plane stabilization and hopping with a 2dof tail. In *2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 567–573. IEEE, 2016.
- [16] Robin R Murphy. A decade of rescue robots. In *2012 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 5448–5449. IEEE, 2012.
- [17] Xavier Garant. Conception et validation expérimentale de manoeuvres inspirées du réflexe de redressement du chat pour la réorientation d’un robot articulé en chute libre. Master’s thesis, Université Laval, Québec, 2019.
- [18] Mitsuru Hamada. The minimum number of rotations about two axes for constructing an arbitrarily fixed rotation. *Royal Society open science*, 1(3) :140145, 2014.
- [19] Daniel J Gonzalez, Mark C Lesak, Andres H Rodriguez, Joseph A Cymerman, and Christopher M Korpela. Dynamics and aerial attitude control for rapid emergency deployment of the agile ground robot agro. In *2020 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 2577–2584. IEEE, 2020.
- [20] Marc Davis, Christophe Gouinaud, J.-C Fauroux, and Philippe Vaslin. A review of self-righting techniques for terrestrial animals. In *International workshop on bio-inspired robots*, Nantes, France, 6-8 April 2011.
- [21] Michael J Enos. *Dynamics and Control of Mechanical Systems : The Falling Cat and Related Problems*, volume 1. American Mathematical Soc., 1993.
- [22] Mahmut Reyhanoglu and N Harris McClamroch. Planar reorientation maneuvers of space multibody systems using internal controls. *Journal of guidance, control, and dynamics*, 15(6) :1475–1480, 1992.
- [23] Chunlei Rui, Ilya V Kolmanovsky, and N Harris McClamroch. Nonlinear attitude and shape control of spacecraft with articulated appendages and reaction wheels. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 45(8) :1455–1469, 2000.
- [24] Frédéric Boyer and Mazen Alamir. Further results on the controllability of a two-wheeled satellite. *Journal of guidance, control, and dynamics*, 30(2) :611–619, 2007.

- [25] Kazuya Yoshida and Yoji Umetani. Control of space manipulators with generalized jacobian matrix. In *Space robotics : Dynamics and control*, pages 165–204. Springer, 1993.
- [26] Steven Dubowsky and Evangelos Papadopoulos. The kinematics, dynamics, and control of free-flying and free-floating space robotic systems. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 9(5) :531–543, 1993.
- [27] Takahiro Suzuki and Yoshihiko Nakamura. Planning spiral motion of nonholonomic space robots. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 1, pages 718–725. IEEE, 1996.
- [28] Angel Flores-Abad, Ou Ma, Khanh Pham, and Steve Ulrich. A review of space robotics technologies for on-orbit servicing. *Progress in Aerospace Sciences*, 68 :1–26, 2014.
- [29] Ardian Jusufi, Daniel T Kawano, Thomas Libby, and Robert J Full. Righting and turning in mid-air using appendage inertia : reptile tails, analytical models and bio-inspired robots. *Bioinspiration & biomimetics*, 5(4) :045001, 2010.
- [30] Evan Chang-Siu, Thomas Libby, Masayoshi Tomizuka, and Robert J Full. A lizard-inspired active tail enables rapid maneuvers and dynamic stabilization in a terrestrial robot. In *2011 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 1887–1894. IEEE, 2011.
- [31] Thomas Libby, Aaron M Johnson, Evan Chang-Siu, Robert J Full, and Daniel E Koditschek. Comparative design, scaling, and control of appendages for inertial reorientation. *IEEE Transactions on Robotics*, 32(6) :1380–1398, 2016.
- [32] Jianguo Zhao, Tianyu Zhao, Ning Xi, Matt W Mutka, and Li Xiao. Msu tailbot : Controlling aerial maneuver of a miniature-tailed jumping robot. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 20(6) :2903–2914, 2015.
- [33] Jean-Alexandre Bettez-Bouchard and Clément Gosselin. Development and experimental validation of a reorientation algorithm for a free-floating serial manipulator. In *2016 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 2733–2738. IEEE, 2016.
- [34] Jiaxuan Zhao, Lu Li, and Baolin Feng. Effect of swing legs on turning motion of a free-falling cat robot. In *2017 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation (ICMA)*, pages 658–664. IEEE, 2017.
- [35] Lu Li, Jiaxuan Zhao, and Yinfeng Xia. Landing posture adjustment and buffer performance analysis of a cat robot. In *2018 2nd IEEE Advanced Information Management, Communicates, Electronic and Automation Control Conference (IMCEC)*, pages 357–363. IEEE, 2018.

- [36] Evan Chang-Siu, Thomas Libby, Matthew Brown, Robert J Full, and Masayoshi Tomizuka. A nonlinear feedback controller for aerial self-righting by a tailed robot. In *2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 32–39. IEEE, 2013.
- [37] Xavier Garant and Clément Gosselin. Design and experimental validation of reorientation manoeuvres for a free falling robot inspired from the cat righting reflex. *IEEE Transactions on Robotics*, 37(2) :482–493, 2020.
- [38] Yuly Billig. Optimal attitude control with two rotation axes. *arXiv preprint arXiv :1409.3102*, 2014.
- [39] Mark W Spong and Mathukumalli Vidyasagar. *Robot dynamics and control*. John Wiley & Sons, 2008.
- [40] TG Room. The composition of rotations in euclidean three-space. *The American Mathematical Monthly*, 59(10) :688–692, 1952.
- [41] Hiroshi Kimura, Yasuhiro Fukuoka, and Takayuki Mimura. Dynamics based integration of motion adaptation for a quadruped robot” tekken”. In *Proceedings of the 2nd International Symposium on Adaptive motion of Animals and Machines*, Kyoto, Japan, March 4-8 2003.
- [42] Hiroshi Kimura and Yasuhiro Fukuoka. Biologically inspired adaptive dynamic walking in outdoor environment using a self-contained quadruped robot :’tekken2’. In *2004 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)(IEEE Cat. No. 04CH37566)*, volume 1, pages 986–991. IEEE, 2004.
- [43] Hiroshi Kimura, Yasuhiro Fukuoka, and Avis H Cohen. Adaptive dynamic walking of a quadruped robot on natural ground based on biological concepts. *The International Journal of Robotics Research*, 26(5) :475–490, 2007.
- [44] C David Remy, Oliver Baur, Martin Latta, Andi Lauber, Marco Hutter, Mark A Hoepflinger, Cédric Pradalier, and Roland Siegwart. Walking and crawling with alof-a robot for autonomous locomotion on four legs. In *Emerging Trends In Mobile Robotics*, pages 501–508. World Scientific, 2010.
- [45] Zhangguo Yu, Qiang Huang, Gan Ma, Xuechao Chen, Weimin Zhang, Jing Li, and Junyao Gao. Design and development of the humanoid robot bhr-5. *Advances in Mechanical Engineering*, 6 :852937, 2014.
- [46] Marc Raibert, Kevin Blankespoor, Gabriel Nelson, and Rob Playter. Bigdog, the rough-terrain quadruped robot. *IFAC Proceedings Volumes*, 41(2) :10822–10825, 2008.
- [47] Sangok Seok, Albert Wang, Meng Yee Chuah, Dong Jin Hyun, Jongwoo Lee, David M Otten, Jeffrey H Lang, and Sangbae Kim. Design principles for energy-efficient legged

- locomotion and implementation on the MIT cheetah robot. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 20(3) :1117–1129, 2014.
- [48] Hiroshi Kimura, Isao Shimoyama, and Hirofumi Miura. Dynamics in the dynamic walk of a quadruped robot. *Advanced Robotics*, 4(3) :283–301, 1989.
- [49] Sangok Seok, Albert Wang, Meng Yee Chuah, David Otten, Jeffrey Lang, and Sangbae Kim. Design principles for highly efficient quadrupeds and implementation on the mit cheetah robot. In *2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 3307–3312. IEEE, 2013.
- [50] Gerardo Bleedt, Matthew J Powell, Benjamin Katz, Jared Di Carlo, Patrick M Wensing, and Sangbae Kim. Mit cheetah 3 : Design and control of a robust, dynamic quadruped robot. In *2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 2245–2252. IEEE, 2018.
- [51] Mark Charlet and Clément Gosselin. Reorientation of free-falling legged robots. *Submitted to ASME Open Journal of Engineering*, 2021.
- [52] L Peskoe-Yang. Paris firefighters used this remote-controlled robot to extinguish the notre dame blaze. *IEEE Spectrum : Technology, Engineering, and Science News*, 2019. URL <https://arxiv.org/abs/2105.07812>.
- [53] Robin R Murphy, Vignesh BM Gandudi, Justin Adams, Angela Clendenin, Jason Moats, et al. Adoption of robots for disasters : Lessons from the response to covid-19. *Foundations and Trends® in Robotics*, 9(2) :130–200, 2021.
- [54] Jinho Kim, Daniel J. Gonzalez, and Christopher M. Korpela. Comparing feedback linearization and adaptive backstepping control for airborne orientation of agile ground robots using wheel reaction torque. In *2021 American Control Conference (ACC)*, pages 26–31, 2021. doi : 10.23919/ACC50511.2021.9482709.
- [55] Patrick F Muir and Charles P Neuman. Kinematic modeling for feedback control of an omnidirectional wheeled mobile robot. In *Autonomous robot vehicles*, pages 25–31. Springer, 1990.
- [56] Wei Li and Jinling Wang. Effective adaptive kalman filter for mems-imu/magnetometers integrated attitude and heading reference systems. *The Journal of Navigation*, 66(1) : 99–113, 2013.
- [57] Spyros G Tzafestas. *Introduction to mobile robot control*. Elsevier, 2013.
- [58] Maxon Group. maxon product range 2021/22, 2021. URL <https://online.flippingbook.com/view/1042987/300/>.

- [59] Russell C. Hibbeler. *Mechanics of Materials*. Pearson Education, Upper Saddle River, New Jersey, 2017.
- [60] B Everett and L Feng. Navigating mobile robots : Systems and techniques. *AK Peters, Ltd. Natick, MA, USA*, 1996.
- [61] Ingemar J Cox. Blanche : Position estimation for an autonomous robot vehicle. In *Autonomous robot vehicles*, pages 221–228. Springer, 1990.
- [62] Dieter Fox, Wolfram Burgard, and Sebastian Thrun. Markov localization for mobile robots in dynamic environments. *Journal of artificial intelligence research*, 11 :391–427, 1999.
- [63] Robert W Levi and Thomas Judd. Dead reckoning navigational system using accelerometer to measure foot impacts, December 10 1996. US Patent 5,583,776.
- [64] Antonio R Jimenez, Fernando Seco, Carlos Prieto, and Jorge Guevara. A comparison of pedestrian dead-reckoning algorithms using a low-cost mems imu. In *2009 IEEE International Symposium on Intelligent Signal Processing*, pages 37–42. IEEE, 2009.
- [65] Gursharan S Sidhu and Sharad Agarwal. Activating and deactivating sensors for dead reckoning, October 18 2016. US Patent 9,470,529.
- [66] Patric Jensfelt and Steen Kristensen. Active global localization for a mobile robot using multiple hypothesis tracking. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 17(5) : 748–760, 2001.
- [67] Dirk Hahnel, Wolfram Burgard, Dieter Fox, Ken Fishkin, and Matthai Philipose. Mapping and localization with rfid technology. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2004. Proceedings. ICRA'04. 2004*, volume 1, pages 1015–1020. IEEE, 2004.
- [68] Stephen Se, David G Lowe, and James J Little. Vision-based global localization and mapping for mobile robots. *IEEE Transactions on robotics*, 21(3) :364–375, 2005.
- [69] Zhe Chen et al. Bayesian filtering : From kalman filters to particle filters, and beyond. *Statistics*, 182(1) :1–69, 2003.
- [70] Greg Welch, Gary Bishop, et al. *An introduction to the Kalman filter*. Chapel Hill, NC, USA, 1995.
- [71] M Sanjeev Arulampalam, Simon Maskell, Neil Gordon, and Tim Clapp. A tutorial on particle filters for online nonlinear/non-gaussian bayesian tracking. *IEEE Transactions on signal processing*, 50(2) :174–188, 2002.
- [72] David L Hall and James Llinas. An introduction to multisensor data fusion. *Proceedings of the IEEE*, 85(1) :6–23, 1997.

- [73] Francois Caron, Emmanuel Dufflos, Denis Pomorski, and Philippe Vanheeghe. Gps/imu data fusion using multisensor kalman filtering : introduction of contextual aspects. *Information fusion*, 7(2) :221–230, 2006.
- [74] Hugh Durrant-Whyte and Tim Bailey. Simultaneous localization and mapping : part i. *IEEE robotics & automation magazine*, 13(2) :99–110, 2006.
- [75] Michael Montemerlo, Sebastian Thrun, Daphne Koller, Ben Wegbreit, et al. Fastslam 2.0 : An improved particle filtering algorithm for simultaneous localization and mapping that provably converges. In *IJCAI*, volume 3, pages 1151–1156, 2003.
- [76] Jacobo Jiménez Lugo and Andreas Zell. Framework for autonomous on-board navigation with the ar. drone. *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, 73(1) :401–412, 2014.
- [77] Farhad Aghili, Marcin Kuryllo, Galina Okouneva, and Chad English. Fault-tolerant pose estimation of space objects. In *2010 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, pages 947–954. IEEE, 2010.
- [78] Zhen-Peng Bian, Junhui Hou, Lap-Pui Chau, and Nadia Magnenat-Thalmann. Fall detection based on body part tracking using a depth camera. *IEEE journal of biomedical and health informatics*, 19(2) :430–439, 2014.
- [79] Roberto Opromolla, Giancarmine Fasano, Giancarlo Rufino, and Michele Grassi. Uncooperative pose estimation with a lidar-based system. *Acta Astronautica*, 110 :287–297, 2015.
- [80] Stephan Weiss and Roland Siegwart. Real-time metric state estimation for modular vision-inertial systems. In *2011 IEEE international conference on robotics and automation*, pages 4531–4537. IEEE, 2011.
- [81] Robot Digg. The world of timing belts, 2018. URL <https://www.robotdigg.com/news/169/The-world-of-Timing-Belts>.
- [82] Sterling Instrument. Timing belt pulleys • 3 mm pitch for 9 mm belts, double flange, 2021. URL www.sdp-si.com/ss/pdf/81002124.pdf.
- [83] Sterling Instrument. Timing belt pulleys • 3 mm pitch for 9 mm belts, no flange, 2021. URL www.sdp-si.com/ss/pdf/81002125.pdf.
- [84] Sterling Instrument. Timing belts • 3 mm pitch, belt widths metric - 6, 9 & 15 mm, 2021. URL www.sdp-si.com/ss/pdf/81002125.pdf.