

Titre: Conception et optimisation d'un bras robotique ultraléger pour le
Title: déploiement de tâches de contact par drone

Auteur: Valentin Omé
Author:

Date: 2021

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Omé, V. (2021). Conception et optimisation d'un bras robotique ultraléger pour le
Citation: déploiement de tâches de contact par drone [Master's thesis, Polytechnique
Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/9130/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/9130/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Lionel Birglen
Advisors:

Programme: Génie mécanique
Program:

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

**Conception et optimisation d'un bras robotique ultraléger pour le déploiement
de tâches de contact par drone**

VALENTIN OMÉ

Département de génie mécanique

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
Génie mécanique

Août 2021

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

**Conception et optimisation d'un bras robotique ultraléger pour le déploiement
de tâches de contact par drone**

présenté par **Valentin OMÉ**

en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

David SAUSSIÉ, président

Lionel BIRGLEN, membre et directeur de recherche

Giovanni BELTRAME, membre

REMERCIEMENTS

J'aimerais commencer par remercier mes superviseurs, Bruno Monsarrat, chef du groupe Automatisation, robotique et fabrication intelligente au Centre de Technologies de Fabrication en Aérospatial (CTFA) du Conseil National de Recherches du Canada (CNRC), et Charles Vidal, chef de programme Mobilité Aérienne Intégrée par intérim au CNRC, qui m'ont accueilli au sein de l'équipe de robotique du CTFA. Merci pour votre accompagnement et pour la confiance que vous m'avez accordée.

Je remercie mon directeur de recherche Lionel Birglen, professeur au département de génie mécanique et directeur du laboratoire de robotique à Polytechnique Montréal, pour son soutien et sa disponibilité dans l'encadrement de ces travaux de recherche.

Je remercie les membres de l'équipe de robotique du CTFA, Martin, Michel, Bruno, Amir, Gabriel et Yves qui, par leurs sympathies et leurs connaissances, ont énormément enrichi mon expérience. Les échanges hebdomadaires que nous avons eus m'ont beaucoup appris.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude envers toutes les personnes qui ont contribué, que ce soit directement ou indirectement, à la concrétisation de ce projet de maîtrise. Un grand merci à mes amis et ma famille ; particulièrement, à mes parents qui m'ont apporté depuis toujours un soutien sans faille.

RÉSUMÉ

La maintenance d'infrastructures difficiles d'accès, par exemple les éoliennes, les ponts ou encore les sites industriels, est aujourd'hui assurée par le travail de techniciens suspendus dans les airs, appelés techniciens cordistes. Ces interventions demandent un déploiement conséquent en matériel et en temps, elles sont fonction des intempéries et peuvent être dangereuses. Plusieurs applications de robotique aérienne visent à aider les techniciens, mais se limitent pour la plupart à des tâches d'inspection, sans capacités de déployer des procédés nécessitant un contact maintenu avec la structure.

En vue du déploiement de tâches de parachèvement en zones difficiles d'accès, la conception d'un robot six axes ultraléger est présentée dans ce mémoire. Le robot est intégré sur un drone d'emport de charges lourdes équipé d'un système d'accostage, nommé Base Attachment Module (BAM). Ce système permet, à la suite d'une phase d'approche, de stabiliser le drone contre une paroi à l'aide de ventouses actives, puis de couper ses moteurs pour maintenir le système en position avec une consommation minimale en énergie. Dans cette configuration, un procédé robotique peut être déployé sur la paroi, dans le demi-plan au dessus de la base du robot. Les performances du drone et du BAM permettent d'accommoder la plage d'angle d'accostage de 0 à 180°, modifiant ainsi les chargements subis par le robot.

Une architecture du robot modulaire et facilement paramétrable est proposée. La modularité des articulations et des membrures permet de décliner l'assemblage du robot facilement selon son usage, que ce soit pour différents angles d'accostage comme dans ce projet, mais tout aussi bien pour d'autres applications, d'autres outils montés en bout de bras, d'autres efforts maximaux, etc. Les performances du robot dans son espace articulaire sont évaluées en simulation à partir de requis stricts formulés dans l'espace cartésien.

La base du robot étant fixe pendant le déploiement du procédé, la portée joue pour beaucoup dans la viabilité du système. Une routine d'optimisation est utilisée dans le but de maximiser la surface de travail du robot sous une limite de masse fixe, pour une valeur d'angle d'accostage du drone. Le choix des moteurs et des réducteurs de deux articulations différentes (attribuées respectivement aux axes 1 à 3 et 4 à 6), ainsi que les longueurs du bras et de l'avant-bras sont optimisés. Une optimisation multi-objectifs par algorithme évolutif permet, dans un premier temps, de maximiser la surface et minimiser la masse du robot conjointement afin d'obtenir un panel de designs optimaux et définir un palier de masse maximale adapté. A partir de cette limite de masse, une conception optimale unique est obtenue pour chaque angle d'accostage, maximisant ainsi les performances du robot dans tous les cas de déploiement.

En résultat final des travaux de recherche, un modèle 3D complet de la solution optimale d'accostage contre un mur est présenté. Une attention particulière est portée sur la conception des deux articulations, intégrant des composants spécifiques et requérant un assemblage complexe. Les avancées de ce projet mènent directement à la fabrication d'un prototype et à la définition d'algorithmes de contrôle de bras ultraléger.

ABSTRACT

Maintenance operations of structures in heights, such as wind turbines, bridges, industrial plants or silos are nowadays performed by rope access technicians. Such deployments require a lot of security equipment, planning, they are time-consuming and can be harmful. Aerial robotics projects are aiming to help technicians in their missions, but they often limit to inspection tasks, with no capacity to deploy continuous efforts of moderate magnitude on structures.

With a view to perform finishing operations on hard-to-reach areas, the design of a six axes ultralightweight robot arm is introduced in this thesis. The robot integrates on a high payload drone equipped with a docking system, named Based Attachment Module (BAM). Following an approach phase, the docking module stabilizes the drone on a surface through active suction cups and keeps the anchor with minimal energy consumption with the drone's rotors shut downed. A robotic process can be deployed in the half plane on the upper part of the base of the robot. The performances of the drone coupled to the BAM in pitch control allow to work on a range of docking angles from 0 to 180°. This heavily changes the loads that are seen on the robot axes.

A modular and easily parametrizable architecture is defined. A joints and links modularity allows to decline the assembly of the robot easily, for various usages of the robot, as it is focused in this thesis for different angles of anchoring of the base but it is also adapted to the diversification of maintenance tasks, end effectors or process loads. Performances of the robot in its joint space are computed with simulations of the robot, from strict requirements in Cartesian space.

The robot base being fixed during finishing operations, the reach is critical in the viability of the system during its early design. An optimization routine is used to maximize the work surface of the robot in a strict mass allowance, for a specific docking angle. Motors and gearheads choices for two joint modules (respectively designed for axes 1 to 3 and 4 to 6), and the arm and forearm lengths are optimized. A multi-objective genetic algorithm optimization maximizes the work surface while minimizing the total mass of the robot. A range of optimal designs is obtained and is used to define a suitable mass limit. From this mass allowance, a unique optimized robot definition is achieved for every docking angle, allowing to maximize the performances in every scenario.

A 3D model of the optimized solution for wall docking is presented as the conclusion of the research of this thesis. A specific attention is brought to the design of the joint modules,

integrating specific components and requiring complex assemblies. The progress achieved in the design lead to the fabrication of a prototype and the definition of lightweight arm control algorithms.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	iii
RÉSUMÉ	iv
ABSTRACT	vi
TABLE DES MATIÈRES	viii
LISTE DES TABLEAUX	xi
LISTE DES FIGURES	xii
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	xvi
LISTE DES ANNEXES	xvii
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Environnement du projet	1
1.2 Problématique	3
1.3 Objectifs de recherche	5
1.4 Plan du mémoire	6
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	7
2.1 Robotique aérienne	7
2.2 Maintenance de structures difficiles d'accès	9
2.3 Robotique mobile	11
2.4 Robots ultralégers	12
2.5 Conception d'articulations	16
2.6 Optimisation	21
CHAPITRE 3 DÉMARCHE DE TRAVAIL	24
3.1 Résumé de la problématique	24
3.2 Objectif général	25
3.3 Objectifs spécifiques	25
CHAPITRE 4 ARTICLE 1 : DESIGN AND OPTIMIZATION OF A UAV MOUNTED	

ULTRALIGHTWEIGHT ROBOT ARM FOR CONTACT TASKS	27
4.1 Introduction	27
4.2 Design Requirements	30
4.2.1 System Environment	30
4.2.2 Initial Choices	31
4.2.3 Motors and Gearheads	32
4.3 Modelling	33
4.3.1 Kinematics	33
4.3.2 Dynamics	35
4.3.3 Workspace Definition	36
4.3.4 Load Cases	37
4.3.5 Lengths and Masses	42
4.4 Optimization	43
4.4.1 Variables	43
4.4.2 Constraints	43
4.4.3 Objective Function	45
4.4.4 Optimization Procedure	45
4.5 Results	46
4.5.1 Pareto Front using MOGA	46
4.5.2 Optimal Designs	47
4.6 Conclusion	50
CHAPITRE 5 MÉTHODOLOGIE ET RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES	53
5.1 Résultats complémentaires de l'optimisation	53
5.1.1 Aspects de méthodologie	53
5.1.2 Ajout de variables d'optimisation	55
5.1.3 Contraintes supplémentaires	56
5.2 Performances des solutions optimales	63
5.3 Conception du bras robotique	67
5.3.1 Conception des articulations	67
5.3.2 Assemblage	73
CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE	77
CHAPITRE 7 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS	81
RÉFÉRENCES	82

ANNEXES	88
-------------------	----

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 4.1	Summary of initial design choices	31
Tableau 4.2	Denavit-Hartenberg parameters	33
Tableau 4.3	Optimal designs for 0° , 90° and 180° docking scenarios	48
Tableau 4.4	Optimal designs for 0° and 180° dockings using wall docking optimized x_1 to x_4 values (Table 4.3)	49
Tableau 4.5	Comparison between estimated masses and lengths from the simulation and the final 3D model	50
Tableau 5.1	Solution optimale du problème à huit variables, accostage à 90°	55
Tableau 5.2	Définition des articulations de la solution de l'optimisation à huit variables.	55
Tableau 5.3	Composants du commerce pour l'articulation 1	69
Tableau 5.4	Composants du commerce pour l'articulation 2	69
Tableau 5.5	Performances du contrôleur mjbots moteus r4.5	70
Tableau 5.6	Spécifications des articulations	73
Tableau 5.7	Composants de l'outil	75
Tableau 5.8	Valeurs numériques des paramètres de Denavit-Hartenberg des robots composés des articulations de l'accostage contre un mur	76
Tableau A.1	Paramètres de Denavit-Hartenberg pour l'accostage contre un mur . .	88
Tableau A.2	Synthèse des huit combinaisons d'angles possibles	95
Tableau B.1	Moteurs candidats Robodrive (série ILM) et T-motor (série RI) . . .	96
Tableau B.2	Réducteurs candidats Harmonic Drive (séries CSD-2A, CPL-2A et CSG-2A)	97

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Architecture du bras robotique six axes.	4
Figure 2.1	Visuels de manipulateurs aériens : A) Manipulateur aérien du projet ARCAS (photo tirée de [1] reproduite avec permission) - B) AeroX, du projet AEROARMS (photo adaptée de [2]) - C) HYFLIERS SAP (visuel tirée de [3] reproduit avec permission).	8
Figure 2.2	Ensemble des tâches réalisées par des techniciens cordistes, positionnées selon la charge utile et la complexité du procédé robotique associé. Le trait rouge discontinu montre la fracture avec les procédés déployables en robotique aérienne.	9
Figure 2.3	Visuels de robots mobiles pour l'inspection et la maintenance : A) Robot pour le sablage de coques de bateaux (photo tirée de [4]) - B) Rope Robotics BR-8 (reproduit avec l'autorisation de Rope Robotics [5]) - C) BladeBUG (reproduit avec l'autorisation de BladeBUG [6]).	12
Figure 2.4	Robots légers et ultralégers : A) Kinova Jaco (photo tirée de [7]) - B) DLR LWR III, crédit : DLR (CC-BY 3.0) - C) LARAD, Airbus Defence and Space (photo adaptée de [8] reproduite avec permission) - D) ROBOTIS Manipulator-H, crédit : ROBOTIS (CC-BY 4.0) [9]. .	14
Figure 2.5	Comparaison des rapport Charge utile / Masse et ($\text{Charge utile} \times \text{Portée}$) / Masse pour une sélection de robots légers et ultralégers. . .	15
Figure 2.6	Composants et assemblage des articulations du robot LWR III (illustrations adaptées de [10] reproduites avec permission).	17
Figure 2.7	Réducteur harmonique (US Patent and Trademark Office) [11]. . . .	19
Figure 4.1	Examples of tasks performed by rope access technicians (wind turbine maintenance on the left, NDT of water pipes on the right), courtesy of Vertica (Brittany, France).	29
Figure 4.2	Payload $\times$ Reach as a function of mass for a selection of lightweight robots. The orange square represents the targeted spectrum of performance.	30
Figure 4.3	Geometries of the three docking scenarios considered in this paper. 90° and 180° dockings are close to the examples shown in Fig. 4.1.	31
Figure 4.4	Mechanical model of the robot arm used for dynamic simulations. . .	32
Figure 4.5	Denavit-Hartengerg frames of reference and parameters.	34
Figure 4.6	Inverse dynamics implementation.	35

Figure 4.7	Global modelling of the joint kinematics and dynamics.	36
Figure 4.8	Condition number as a function of x for $y = 0$ mm, $z = z_{BAM}$, $a_2 = d_4 = 500$ mm, $d_1 = 50$ mm, $d_6 = 410$ mm.	39
Figure 4.9	Example of edge identification and discretization of the workspace for a well-conditioned robot, $a_2 = 500$ mm, $d_4 = 500$ mm, $d_1 = 50$ mm, $d_6 = 410$ mm. Minimal radius are cropped to R_{BAM} value.	39
Figure 4.10	Geometry of the load cases : examples of tool trajectories with work surface contact in blue and high-speed non-contact displacements in orange (left). Force, velocity, and acceleration vectors for the three load cases are shown (right).	40
Figure 4.11	Maximum torque in axes 1 to 3 as a function of the docking angle for different values of maximum acceleration (only for non-contact displacements <i>XY plane</i> and <i>Tool axis</i>), with $a_2 = d_4 = 500$ mm, $d_1 = 50$ mm, $d_6 = 410$ mm, $\ \mathbf{a}_{process}\ = 100$ mm/s ²	41
Figure 4.12	Estimation of joint mass (without motor and gearhead) and length based on early designs.	42
Figure 4.13	Rated torque as a function of the mass for candidate motors (Robo-drive ILM series) and gearheads (Harmonic Drive CPL, CSD and CSG series). Components that are heavier, with lighter rated torques, than the selected ones are discarded.	44
Figure 4.14	General optimization procedure (left) and details on the genetic algorithm procedure (right). Variable maxGen is the maximum number of generations, PopSize is the number of individuals in a population. For readability, maximum stall generations is not shown.	46
Figure 4.15	Pareto fronts for ground, wall and reversed docking. Dash-dot vertical lines are the mass limits used to define m_{lim} for GA optimizations. . .	47
Figure 4.16	Optimal workspaces for 0°, 90°, and 180° docking.	48
Figure 4.17	Maximum forearm length x_6 and maximum work surface S as functions of x_5 using wall docking optimal components and direction of gravity. The (x_5, x_6) plane is mapped using a 16 mm step from 300 to 700 mm (625 function evaluations).	49
Figure 4.18	Section views of the large joint (left) and the smaller joint (right) designed with the optimal component selection from the 90° docking. .	50

Figure 4.19	Payload $\times$ Reach as a function of mass for a selection of light robots, with the proposed optimized dimensions for the 3 docking cases. Payloads are evaluated under Cartesian accelerations in full reach configurations.	51
Figure 4.20	3D renders of the robot arm during the approach phase of the drone (top) and in operation on a wind turbine (bottom). The robot is designed with 90° docking optimal dimensions.	52
Figure 5.1	Surface de travail obtenue pour un balayage de l'espace (x_5, x_6) , pour un accostage à 90°	54
Figure 5.2	Tracé de l'ellipsoïde de manipulabilité pour une position de l'outil $\mathbf{p} = [500 \ 0 \ -200]$ mm.	59
Figure 5.3	Dimensions de l'ellipsoïde de manipulabilité en fonction du pourcentage de la longueur a_2 , $p = [500 \ 0 \ -200]$ mm.	60
Figure 5.4	Dimensions de l'ellipsoïde de manipulabilité en fonction de la position désirée en x , $a_2 = d_4 = 500$ mm, $y = 0$ mm, $z = -200$ mm.	60
Figure 5.5	Étude de la manipulabilité sur un rayon de l'espace de travail ($y = 0$ mm). Affichage de la manipulabilité w en haut à gauche, du pourcentage de longueur de a_2 donnant la meilleure manipulabilité en haut à droite. En bas, les mêmes résultats sont présentés pour la manipulabilité dans le plan $(\mathbf{xy})$	61
Figure 5.6	Manipulabilité moyenne sur un rayon de l'espace de travail ($y = 0$ mm) en fonction de a_2 (%). Manipulabilité w en haut et manipulabilité dans le plan $(\mathbf{xy})$ en bas.	62
Figure 5.7	Comparaison des requis sur l'espace de travail (en orange) et des valeurs de contraintes (en bleu) pour l'accostage contre un mur.	64
Figure 5.8	Couples maximaux sur l'espace de travail pour les solutions optimales d'accostage à 90° (à gauche) et 180° (à droite).	65
Figure 5.9	Vitesses angulaires (à gauche) et accélération angulaire (à droite) maximales sur l'espace de travail pour le cas d'accostage à 90°	66
Figure 5.10	Section du modèle 3D de l'articulation 1.	67
Figure 5.11	Section du modèle 3D de l'articulation 2.	68
Figure 5.12	Circuit électronique pour l'alimentation et le contrôle du robot.	71
Figure 5.13	Vue en éclaté des composants de l'articulation 1 à usiner.	72
Figure 5.14	Vue en éclaté des composants de l'articulation 2 à usiner.	72
Figure 5.15	Assemblages du bras robotique, avec l'axe 4 proche du croisement des axes du poignet (à gauche), et proche de l'axe 3 (à droite).	74

Figure 5.16	Meuleuse droite DeWalt DCG426B et bride FerRobotics ACF-XS. . .	75
Figure 5.17	Dimensions optimales du robot pour l'accostage contre un mur. . . .	76
Figure 6.1	Rendu réaliste du robot en opération sur une pale d'éolienne.	80

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

BAM	Base Attachment Module
CTFA	Centre de Technologies de Fabrication en Aéronautique
CNRC	Conseil National de Recherches Canada
DLR	Deutsches zentrum für Luft- und Raumfahrt
LWR	LightWeight Robot
DH	Denavit-Hartenberg
PUL5AR	Prisma Ultra-Lightweight 5 ARm
CARMA	Compact AeRial MANipulator
CSAM	Canopy Sampling Aerial Manipulator
AEROARMS	AeRial RObotic system integrating multiple ARMS
SAP	Snake Arm with pan and tilt Probe
LARAD	Lightweight Advanced Robotic Arm Demonstrator
UKSA	UK Space Agency
DDL	Degrés de liberté
HD	Harmonic Drive
WG	Wave Generator
CS	Circular Spline
FS	Flexspline
BLDC	Brushless DC
MIP	Mixed Integer Programming

LISTE DES ANNEXES

Annexe A	Cinématique inverse d'un robot six axes	88
Annexe B	Moteurs et réducteurs candidats	96

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Le travail de recherche ici présenté s’inscrit dans le développement des activités de robotique aérienne du Centre de Technologies de Fabrication en Aéronautique (CTFA) du Conseil National de Recherches du Canada (CNRC).

Actuellement, la maintenance d’infrastructures telles que les ponts, les éoliennes, les sites industriels, etc. est assurée par des techniciens cordistes qui réalisent des tâches variées [12] dans des environnements très contraints, difficilement accessibles et dangereux. Ce projet porte sur le développement d’un bras robotique pour tâches de contact déployées à partir d’un drone, dans le but de faciliter les interventions de maintenance sur des structures en hauteur. Le robot est fortement contraint par les spécificités du système sur lequel il est intégré. Premièrement, il doit respecter un requis de masse faible, dû aux capacités de levage limitées du drone. Les cas de chargement qu’il doit supporter sont bien plus contraignants que ceux rencontrés jusqu’ici en robotique aérienne, par les efforts liés aux procédés d’enlèvement de matière visés. La base du robot restant fixe pendant l’opération, sa portée doit être maximisée. Finalement le robot doit être polyvalent afin d’opérer de façon optimale dans différents scénarios de déploiement.

1.1 Environnement du projet

Un grand nombre de technologies sont mises en œuvre, en vue d’une robotisation des opérations de maintenance des structures. Les applications de robotique aérienne actuelles [13, 14] sont soumises à deux limites majeures : des capacités de levage très limitées des drones sur lesquelles elles sont intégrées, ainsi qu’un contrôle complexe nécessaire même pour des tâches simples opérées par un manipulateur intégré sur une plateforme à six degrés de liberté en mouvement. Pour ces deux raisons, la majorité des applications porte sur le contrôle non-destructif en zone difficile d’accès ou sur le transport de matériel. En robotique mobile [15, 16], le contrôle est simplifié et les requis de masse plus souples, ce qui permet un développement d’activités de réparation. Pour les robots les plus lourds, ces capacités s’accompagnent d’un déploiement plus complexe et d’une plus forte spécification des tâches réalisées.

L’application développée dans ce projet se détache, du moins partiellement, des deux freins au développement des robots aériens cités plus haut. Le robot est intégré sur un drone d’emport de charges lourdes (Hercules 20 de DRONE VOLT [17]). Sur les 15 kg de chargements qu’il peut emporter, 9 kg sont réservés au robot, ce qui est bien au-delà des masses moyennes

des robots aériens. Un dispositif d'accostage composé de ventouses actives, nommé Base Attachment Module (BAM) [18] permet de maintenir en position le drone sur une surface et de couper ses moteurs diminuant ainsi drastiquement la consommation en énergie de la plateforme. Dans ce cas, il est possible de déployer un procédé robotique sur la surface d'accostage avec un contrôle facilité. La base du robot étant fixe, la surface de travail est définie autour du point d'ancrage de l'ensemble. Une portée insuffisante du robot nuirait directement à la viabilité du projet. Le système d'accostage permet d'accommoder des angles de surface par rapport au sol allant de 0 à 180°. Le robot doit conserver de bonnes performances et permettre de déployer un même procédé dans toutes les orientations de la gravité. Certains axes vont devenir plus chargés que d'autres en fonction de l'angle (par exemple, à cause des bras de levier liés au poids du robot et des efforts à l'outil dans une configuration spécifique). Pour adresser ce problème, une conception modulaire du bras est recherchée.

Le centre allemand pour l'aéronautique et l'astronautique DLR est à l'origine de nombreux développements en robotique spatiale, notamment au travers des conceptions de trois générations de Lightweight Robots (LWR) [19, 20]. L'entreprise québécoise Kinova est spécialisée dans la conception de robots d'assistance ultralégers [7, 21]. L'étude de l'architecture de ces manipulateurs permet de passer de requis de masse très stricts à des choix de conception spécifiques. Des composants développant d'excellentes densités de couple sont utilisés, d'un côté avec des moteurs synchrones à aimants permanents [10, 22], de l'autre avec des réducteurs harmoniques aux rapports de réduction élevés [23]. L'électronique nécessaire pour le contrôle des moteurs est directement intégrée dans l'assemblage des articulations et un arbre central creux permet le passage des câbles. Finalement, pour minimiser la masse de ces robots, des membrures ultralégères en matériaux composites sont généralement utilisées [7, 20].

Le bras robotique doit être composé de six degrés de liberté afin de conserver une bonne dextérité dans le déploiement d'applications variées. Par son requis de masse très faible et la volonté de maximiser la portée du robot, l'utilisation d'un module de compliance active à l'effecteur est anticipée [24, 25]. Pour faciliter la résolution de sa cinématique inverse, présentée en annexe (annexe A), un poignet sphérique est utilisé. La surface de travail considérée pour le dimensionnement est confondue avec la surface d'accostage et est totalement plane, ce qui est assez fidèle aux situations rencontrées sur le terrain. Le problème du déploiement sur une surface incurvée, par exemple sur une pôle d'éolienne, a été pris en compte lors de la conception du BAM.

La cinématique du robot est développée à partir du formalisme de Denavit-Hartenberg. Son comportement est simulé à l'aide de MATLAB et Simulink sur toute la surface de travail. La librairie Simscape Multibody permet de modéliser le robot comme un système multicorps

rigide : son inertie est considérée à l’aide de formes simples (cylindres, pavés) paramétrées. A partir de performances requises dans l’espace cartésien (vitesses, accélérations, efforts à l’outil et direction du vecteur gravité), les performances à développer dans l’espace articulaire sont obtenues sur toute la surface de travail.

1.2 Problématique

Le robot doit permettre d’entretenir des structures difficiles d’accès et de sécuriser le travail des techniciens cordistes. Les applications visées sont des tâches d’enlèvement de matière générant des efforts de contact moyens (ponçage, polissage, etc) à l’aide d’un outil plus lourd que ce qui est utilisé actuellement en robotique aérienne. Ceci requiert la conception d’un nouveau robot très léger, avec une portée et une charge utile viabilisant la capacité d’accostage du drone. Plusieurs choix de conception sont émis pour la définition d’une architecture performante et adaptée aux besoins du projet cités précédemment : six degrés de liberté pour sa dextérité, un poignet sphérique et un choix adapté de matériaux et de composants qui maximisent le couple disponible à chaque axe.

Deux articulations différentes sont conçues : l’une va permettre d’accommoder des chargements élevés, induisant une masse d’articulation élevée, et l’autre des chargements plus faibles, avec une masse réduite. Deux combinaisons de moteurs synchrones à aimants permanents et de réducteurs harmoniques, permettent d’obtenir d’excellentes densités de couple, mais nécessitent une conception complexe des articulations. Cette complexité vient limiter la conception à seulement deux articulations différentes à ce stade, respectivement aux axes 1 à 3 et 4 à 6, représentées sur la figure 1.1. Les articulations sont reliées entre elles au moyen de deux tubes en fibre de carbone qui assurent une bonne résistance et une masse très légère du bras et de l’avant-bras.

La modularité du robot est introduite à partir d’un choix optimal de composants au sein des articulations ainsi qu’un choix optimal des longueurs des tubes en fibre de carbone (figure 1.1). Les articulations et les membrures sont facilement interchangeables dans le but d’accommoder au mieux la variété des cas de chargement, notamment avec les différents angles d’accostage du drone.

Un bon comportement du robot sur l’intégralité de son espace de travail est recherché. Pour le dimensionnement, la surface de travail est limitée à la surface que le robot peut atteindre dans le demi-plan au-dessus du point d’accostage du drone. Par la géométrie choisie, les mêmes performances cinématiques sont obtenues pour tous les rayons du plan partant du point d’ancrage. Un rayon minimal, lié à la surface occupée par les ventouses du BAM,

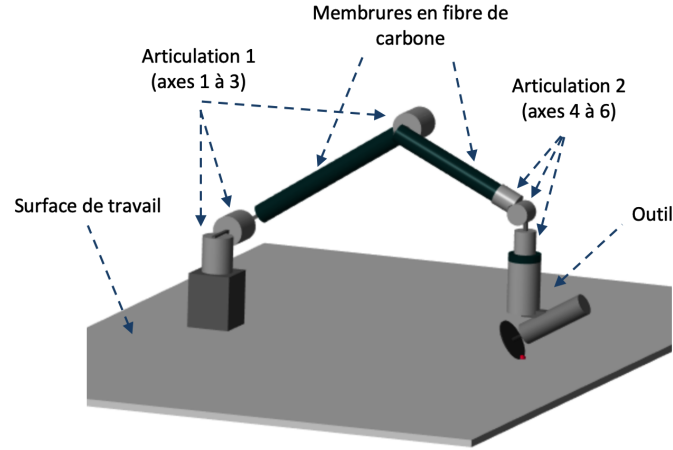


Figure 1.1 Architecture du bras robotique six axes.

est défini. A ce dernier s'ajoutent les évaluations des amplitudes maximale et minimale des rayons atteignables par le robot, au regard de sa dextérité. Ceci restreint l'espace de travail du robot à la surface d'un demi-anneau.

Un ensemble de définitions optimales du bras robotique, maximisant sa surface de travail selon les cas de chargement imposés et selon l'angle d'accostage du drone, est recherché (objectif d'optimisation très peu exploré dans la littérature). Pour ceci, une routine d'optimisation est implémentée. Les variables d'optimisation sont le choix des composants des articulations et les longueurs du bras et de l'avant-bras (traduites physiquement par les longueurs des tubes en fibre de carbone sur le prototype). Les performances que le robot doit pouvoir développer sont évaluées à partir d'une définition généralisée des cas de chargement en tout point de l'espace de travail, avec des vecteurs vitesses, accélérations et efforts à l'effecteur tournants. En dehors de la contrainte de masse maximale stricte imposée par les capacités du drone, il est difficile de prédire si toute la masse disponible est réellement nécessaire au robot. Des performances suffisantes pourraient être obtenues avec un chargement en vol réduit, ce qui augmenterait l'autonomie du système. Dans le cas contraire, il peut exister une solution aux performances excellentes juste au-dessus de la borne définie. Pour adresser ce problème, un algorithme génétique multiobjectifs est implémenté dans le but de maximiser, d'une part, la surface de travail du robot, et de minimiser, d'autre part, sa masse. En sortie d'optimisation, un front de Pareto caractérisant les performances d'un panel de conceptions optimales du robot est obtenu. Ce dernier permet de définir une borne maximale de masse du robot pour chaque direction de la gravité. Une fois cette limite imposée, l'utilisation d'un algorithme génétique permet d'obtenir une solution optimale unique maximisant seulement la surface de travail. Les algorithmes évolutifs étant peu performants pour converger vers un minimum

local, une dernière étape d’optimisation consiste à chercher une combinaison de longueurs de bras et d’avant-bras optimale, respectant les contraintes et maximisant la surface, pour un choix d’articulations fixé. Une méthode de points-intérieurs est utilisée dans ce but pour sa rapidité, et le résultat peut être retrouvé graphiquement en balayant l’espace des deux longueurs à optimiser.

Par extension, cette routine d’optimisation peut être appliquée en modifiant les requis de conception, qu’ils soient de masse maximale, de définition de l’effecteur, d’efforts à l’outil, en implémentant des contraintes supplémentaires (par exemple la rigidité de la structure, la résistance mécanique) ou encore en choisissant de nouveaux objectifs à optimiser (masse totale, dextérité dans le plan de travail, etc.).

Une solution du problème d’optimisation, correspondant au cas d’accostage contre un mur, est utilisée pour le prototypage du robot. La combinaison d’articulations de ce cas permet d’assurer de bonnes performances pour les autres angles d’accostage, en modifiant les longueurs des tubes en carbone. L’assemblage complet du bras est modélisé. Les conceptions des articulations sont avancées jusqu’au stade de fabrication avec la production de dessins tolérancés et d’une procédure d’assemblage détaillée. La vérification, à l’aide du prototype physique du bras robotique, des performances attendues permettra d’ajuster la modélisation et de simuler le comportement du robot de façon plus fidèle. Un tel niveau de définition du robot, couplé à des mesures physiques des efforts des opérations de contact, avec le choix final des composants nécessaires pour le déploiement des tâches d’enlèvement de matière, feront très certainement ressortir des besoins qui viendront alimenter les algorithmes développés.

1.3 Objectifs de recherche

Pour son intégration sur une plateforme aérienne téléopérée et en vue du déploiement d’opérations de parachèvement localisées, un robot ultraléger est conçu. Plusieurs sous-objectifs ont été étudiés afin d’aboutir à une conception optimale répondant aux besoins multiples du projet :

1. Définir les requis et les solutions techniques pour le déploiement d’une tâche de maintenance en milieu difficile d’accès ;
2. Modéliser les comportements cinématique et dynamique du robot sur son espace de travail ;
3. Définir un algorithme d’optimisation de la surface de travail à partir du choix des composants et des dimensions du robot ;

4. Obtenir plusieurs solutions optimales, fonction du cas d'accostage du système, s'intégrant toutes au sein d'une architecture modulaire ;
5. Modéliser le robot et réaliser la cotation fonctionnelle des articulations pour la fabrication.

Les résultats obtenus à chaque stade d'avancement contribuent à une meilleure compréhension des besoins et des capacités du système. A partir des solutions de l'optimisation et des dessins de conception, les phases de fabrication et d'assemblage du prototype physique pourront commencer à l'automne 2021.

1.4 Plan du mémoire

Le chapitre 2 propose une revue des grandes thématiques qui entourent le projet : robots aériens, robots grimpeurs, robots ultralégers, conception d'articulations et optimisation sous contraintes de la conception de bras manipulateurs. Dans le chapitre 3, la problématique auquel le projet répond, ainsi que les objectifs de recherche sont évoqués. Les résultats principaux de ce mémoire sont présentés au chapitre 4 avec le contenu de l'article scientifique soumis au journal *IEEE Transactions on Robotics*. Au chapitre 5, des résultats de l'optimisation supplémentaires et la conception du robot sont détaillés, suivi d'une discussion plus générale au chapitre 6. Le chapitre 7 conclut l'étude présentée dans ce mémoire.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Le conception d'un bras robotique intégré sur un drone pour la maintenance de structures difficiles d'accès s'inscrit au sein de plusieurs thématiques de recherche en robotique. Les sections de cette revue de littérature sont proposées dans l'ordre des recherches qui ont été nécessaires pour l'identification des requis et la conception du robot.

2.1 Robotique aérienne

La robotique aérienne est une discipline à l'origine de nombreux projets innovants ces dernières années. Les recherches sont très orientées vers le contrôle de systèmes complexes, par exemple de manipulateurs six axes montés sur des drones [26, 27]. La problématique majeure qui intervient dans ces cas est de pouvoir contrôler les six degrés de liberté additionnels liés au véhicule, par rapport au contrôle classique d'un robot travaillant dans un référentiel fixe par rapport au sol. Le contrôle est complexifié lors d'une tâche de contact, puisque les efforts de contact perturbent fortement la pose du drone. Pour cette raison, des tâches qui seraient relativement simples à réaliser en robotique classique sont actuellement visées en robotique aérienne [13, 14].

D'un autre côté, l'utilisation de drones à charge utile élevée est très récente. Actuellement, la majorité des bras manipulateurs conçus sont extrêmement légers, en dessous de 3 kg et ne permettent donc pas de manipuler des charges trop lourdes. On peut citer de façon non exhaustive les robots PUL5AR (Prisma Ultra-Lightweight 5 ARm) [28], CARMA (Compact AeRial MANipulator) [29], CSAM (Canopy Sampling Aerial Manipulator) [30]. Le programme européen AEROARMS (AErial RObotic system integrating multiple ARMS) a permis le développement rapide de nouvelles technologies pour les manipulateurs aériens dans les domaines de la manipulation d'une charge utile (par exemple pour le contrôle non-destructif des structures), l'inspection visuelle ou la pose de capteurs [2, 31, 32]. La manipulation et l'assemblage de pièces cylindriques plus volumineuses (structures composées de barres, de tuyaux) sont également ciblées [1, 33]. Différents concepts sont étudiés dans le cadre du projet HYFLIERS pour l'inspection de la section de tuyaux [3], dont le *Snake Arm with pan and tilt Probe* (SAP, figure 2.1), robot hyper redondant pouvant accommoder un grand nombre de dimensions de tuyaux en conservant une excellente dextérité. Le manufacturier japonais Prodrone développe le drone PD6B-AW-ARM, destiné au transport de matériel au moyen de deux bras manipulateurs [34]. Les visuels de certains projets cités sont présentés sur la figure 2.1. Ces robots ont parmi les plus grandes portées retrouvées en robotique aérienne. Leur

charge utile reste très faible, hormis pour le robot de Prodrone et sa charge utile maximale de 20 kg (supérieure à sa masse de 18.8 kg), évaluée dans une configuration très spécifique, non-représentative des requis de déploiement d'une tâche sur une surface éloignée de l'axe central vertical du drone.

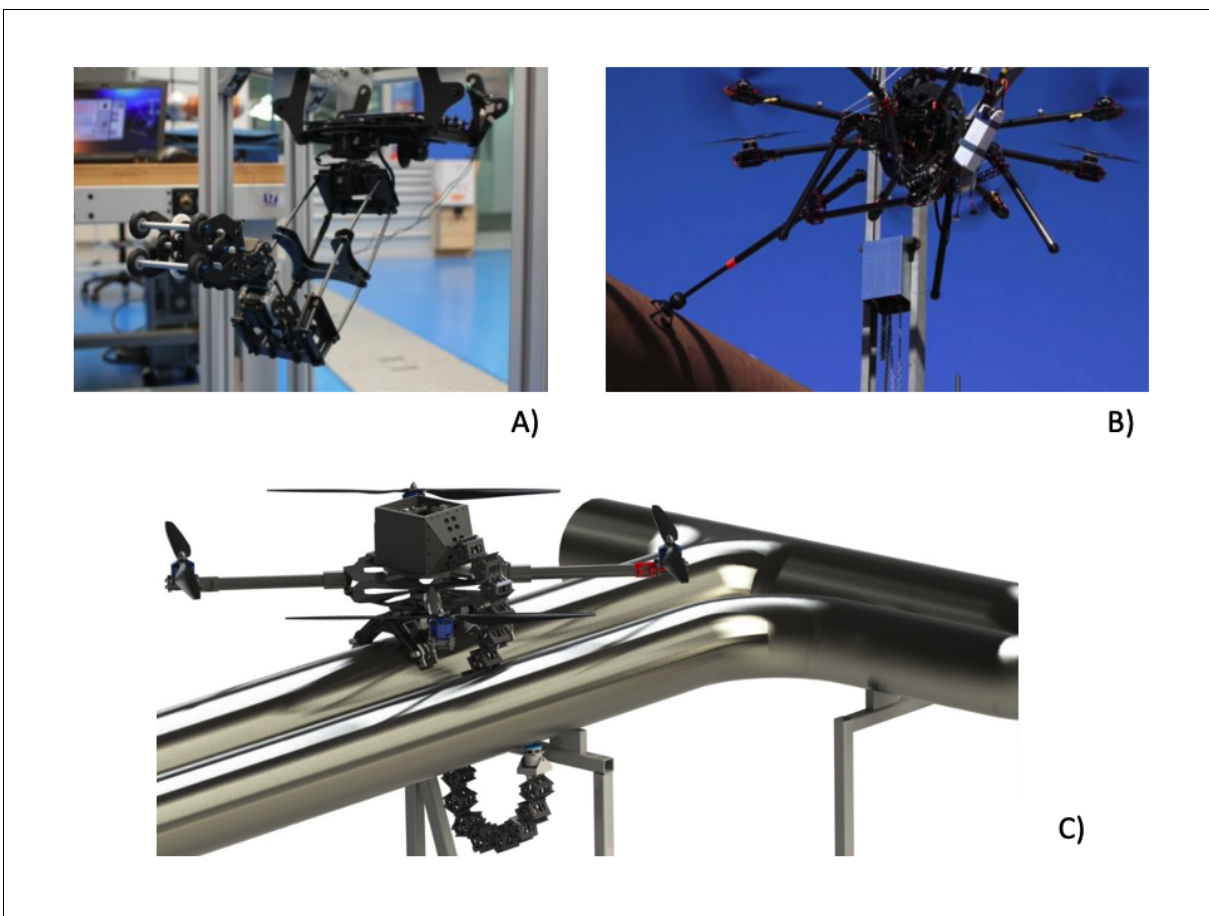


Figure 2.1 Visuels de manipulateurs aériens : A) Manipulateur aérien du projet ARCAS (photo tirée de [1] reproduite avec permission) - B) AeroX, du projet AEROARMS (photo adaptée de [2]) - C) HYFLIERS SAP (visuel tirée de [3] reproduit avec permission).

Bien qu'ils soient très diversifiés, les robots aériens trouvés dans la littérature semblent manquer des atouts nécessaires pour la diversification de tâches de maintenance en milieu contraint, en ne couvrant que la partie du spectre des tâches déployées nécessitant une charge utile faible.

2.2 Maintenance de structures difficiles d'accès

Une mobilisation importante de techniciens cordistes est requise sur des sites diversifiés, pour des applications allant de la maintenance (éoliennes, bâtiments, ponts, sites industriels, etc) à la sécurisation de paroi rocheuse, l'installation de filet, le dégel. Il s'agit de cas d'interventions en hauteur dans des endroits difficiles d'accès, inaccessibles au moyen d'échafaudages ou de nacelles, requérant l'utilisation de nombreux outils. Les travaux en hauteur sont généralement coûteux et la dégradation ou l'exposition des sites sur lesquels les techniciens interviennent les rendent dangereux. Les entreprises nord-américaines MISTRAS [12], Acuren et Horizon Vertical proposent une grande palette de solutions techniques, dont celles synthétisées à la figure 2.2, placées en fonction de leur complexité et des efforts qu'elles mobilisent. Proche de la frontière des applications déployables à l'aide de robots aériens, plusieurs tâches nécessitent l'utilisation d'un outil rotatif pour un enlèvement de matière en surface.

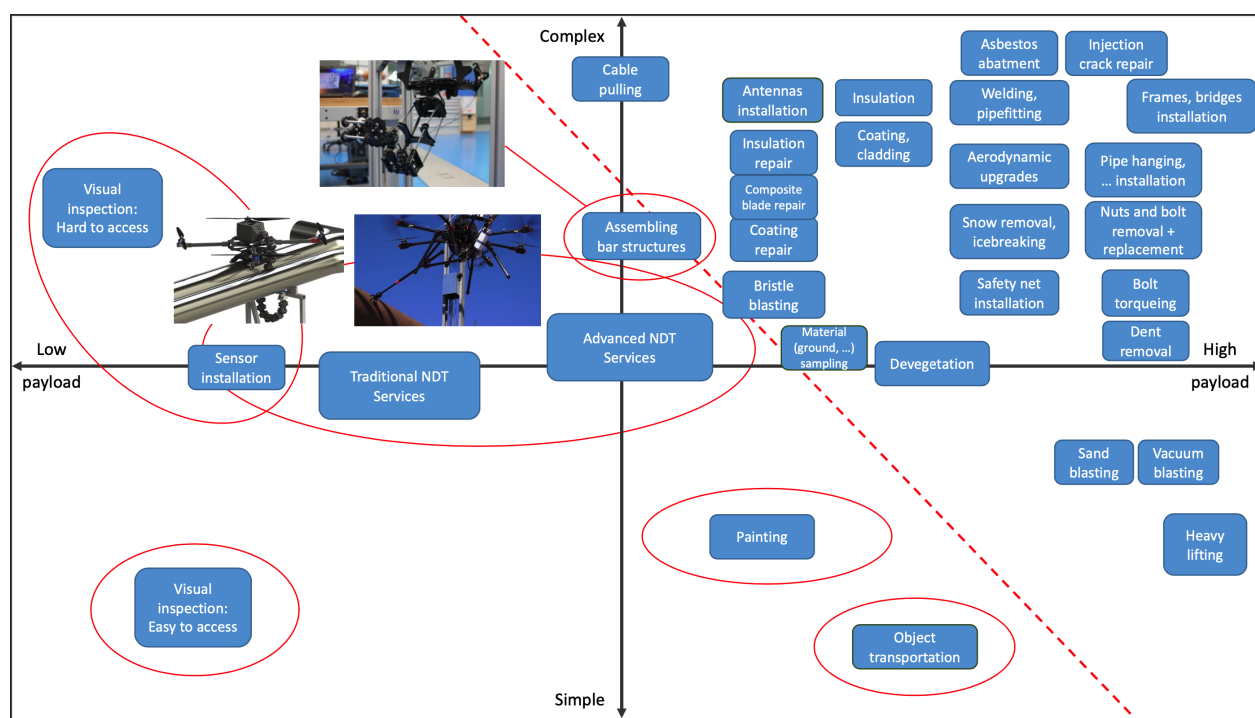


Figure 2.2 Ensemble des tâches réalisées par des techniciens cordistes, positionnées selon la charge utile et la complexité du procédé robotique associé. Le trait rouge discontinu montre la fracture avec les procédés déployables en robotique aérienne.

Plusieurs applications robotisées ont été proposées pour le remplacement des techniciens dans des tâches de sablage, sans se focaliser sur des milieux très difficiles d'accès [35,36]. Ces robots

peuvent générer des efforts importants, supérieures à 80N. Un approvisionnement constant en abrasif est nécessaire, et serait difficile à mettre en place avec une plateforme aérienne. Sans aller vers des amplitudes de forces si élevées, l'enlèvement de petites couches de corrosion, poussière ou peinture reste nécessaire sur diverses structures, et requiert des efforts modérés déjà abordés en robotique industrielle.

Enlèvement de matière robotisé

Le terme assez générique d'enlèvement de matière peut référer à différentes tâches telles que le polissage, le ponçage, le meulage, l'ébavurage, le perçage, etc. Ces procédés nécessitent l'utilisation d'outils rotatifs variés, avec différents types d'abrasifs ou de forets. Les efforts résultants s'étendent sur une plage d'amplitude allant de quelques millinewton [37] à des centaines de Newton. Un procédé tel que le perçage orbital permet de réduire les efforts de coupe en jeu par rapport à un perçage classique, mais requiert un outil lourd et volumineux, difficile à intégrer sur un robot léger [38]. Pour les applications de ponçage et polissage, une meuleuse, droite ou angulaire, est utilisée avec un abrasif monté à son extrémité [39,40]. Pour des enlèvements de matière en surface, entre autres, des disques à lamelles souples [41], des brosses métalliques ou encore des roues à lamelles peuvent être utilisés.

Une fois l'outil choisi, les efforts de contact qui s'appliquent dessus (forces normale et tangentielle) sont fonction de trois paramètres :

- La vitesse de rotation de l'outil (en anglais ; *cutting speed*) ;
- La vitesse d'avance de la pièce (vitesse relative entre la pièce et l'outil, en anglais ; *feed rate*) ;
- La profondeur de coupe (en anglais ; *depth of cut*).

Différents modèles sont utilisés dans l'évaluation des efforts liés à l'enlèvement de matière. Pour le ponçage de surface [42], et la rectification de filet [43], le rapport de la force tangentielle sur la force normale noté φ s'exprime par :

$$\varphi = \frac{F_N}{F_T} = \frac{\pi}{4 \tan \theta}$$

avec θ la moitié de l'angle d'ouverture du disque (abrasif).

Dans l'étude de l'état de surface des pièces sur lesquelles des usinages ou des opérations de finitions sont réalisés, des machines très rigides sont utilisées. Les efforts tangentiels sont rarement évalués. Les plus gros modèles de robots industriels vont pouvoir complètement rejeter les perturbations liées à ces efforts, avec une déformation structurelle minime.

2.3 Robotique mobile

Une branche plus exploitée de la robotique dans le cas d'applications de maintenance de structures téléopérées est la robotique mobile, avec le développement de robots grimpeurs [15, 16].

Les applications les plus commercialisées pour l'enlèvement de matière permettent un enlèvement très efficace et rapide de la corrosion ou du revêtement des bateaux [4], principalement par jet d'abrasif à haute pression. La société italienne P.T.C. Srl commercialise des robots de nettoyage sur des parois verticales en acier [44]. Pour le sablage haute performance, un bras composé d'un unique degré de liberté permet de projeter un abrasif sur la structure dans un cône de 30° à 50 cm de sa base.

De nombreux projets récents portent sur l'inspection et la maintenance des éoliennes [16]. La société danoise Rope Robotics développe le robot BR-8 [5] pour la réparation du bord d'attaque des pales d'éolienne. Le robot intègre un manipulateur UR10 du manufacturier Universal Robots sur une plateforme mobile déployée à l'aide de cordes. Le BR-8 permet de réaliser la maintenance complète d'une pale d'éolienne endommagée, avec son inspection visuelle, le ponçage du bord d'attaque, le nettoyage et la pose d'un revêtement de protection. La société anglaise BladeBUG [6] conçoit un robot hexapode muni de ventouses permettant de marcher sur une pale d'éolienne pour l'inspection visuelle, le contrôle non-destructif et la réparation. L'institut de recherche américaine Santia National Labs développe également une solution d'inspection autonome par ultrason [45].

Le robot SCOMPI de l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ) a été développé et est utilisé pour des cas d'interventions sur des turbines de centrales hydrauliques, pour des applications de meulage, soudage, gougeage, martèlement [39]. Le robot a une structure particulièrement compact, il se déplace le long d'un rail par une liaison prismatique (premier degré de liberté) puis est muni de cinq axes de rotation [40]. Des outils spécifiques sont développés afin de déployer à distance des tâches de contact pouvant générer des efforts modérés à importants. Dans [46], les longueurs de coupe, la rugosité des surfaces et les efforts dans l'axe de l'outil sont donnés pour les différents procédés déployables à l'aide du SCOMPI.

Les robots cités dans cette section sont généralement inadaptés et majoritairement trop lourds pour leur intégration sur une plateforme aérienne, mais restent des solutions efficaces pour la maintenance de structure. Pour les tâches d'enlèvement de matière sur des surfaces convexes, on remarque qu'un robot sériel à six degrés de liberté est privilégié. Une multitude de procédés pourraient être réalisés à l'aide d'un robot supportant moins d'efforts à son effecteur que le BR8 ou le SCOMPI.

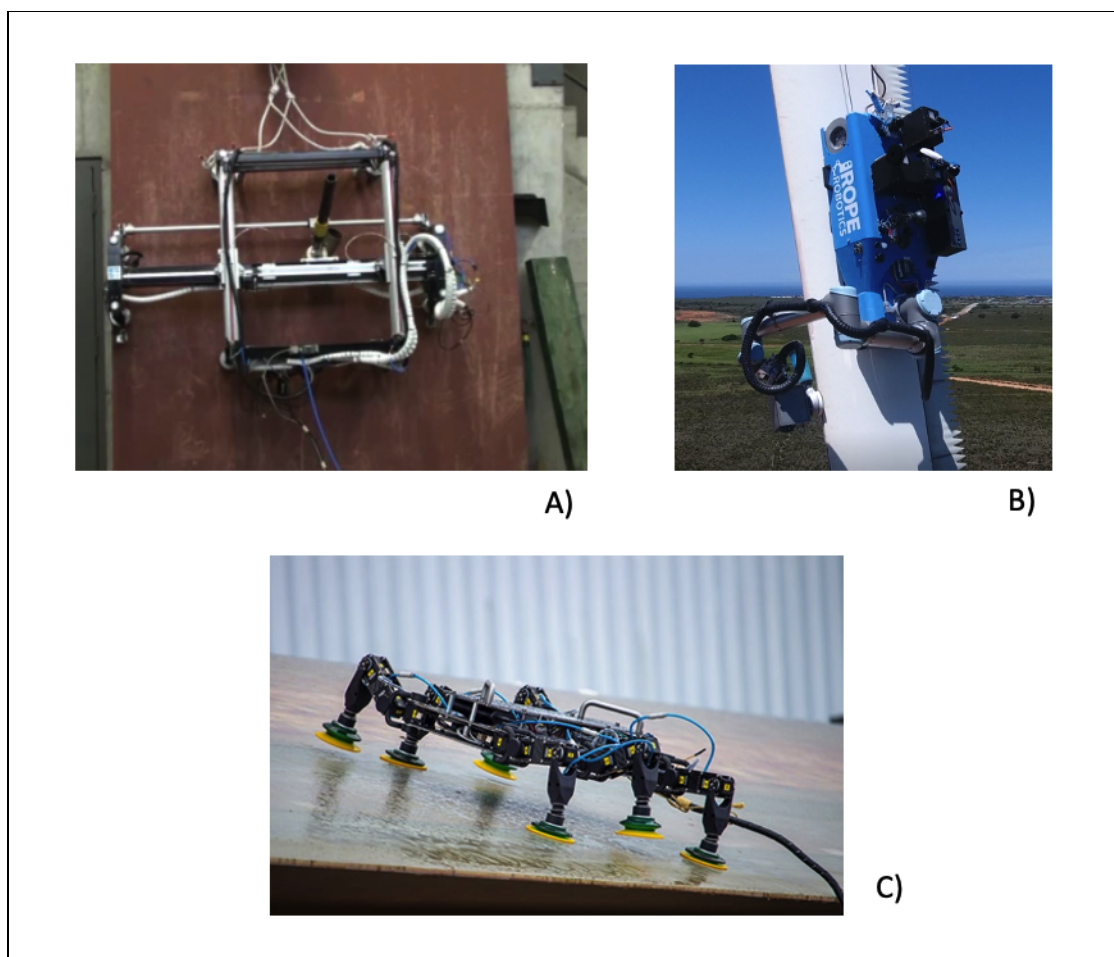


Figure 2.3 Visuels de robots mobiles pour l'inspection et la maintenance : A) Robot pour le sablage de coques de bateaux (photo tirée de [4]) - B) Rope Robotics BR-8 (reproduit avec l'autorisation de Rope Robotics [5]) - C) BladeBUG (reproduit avec l'autorisation de BladeBUG [6]).

2.4 Robots ultralégers

Le développement de robots ultralégers provient principalement de projets en robotique spatiale où il est nécessaire d'économiser au maximum la charge utile des véhicules spatiaux [8, 19, 20, 47]. Il s'accompagne également du développement de la cobotique, nécessitant des robots très légers pour diminuer les risques liés aux interactions homme-machine [7, 21].

Le centre de recherche allemand DLR (Deutsches zentrum für Luft- und Raumfahrt) a conçu trois générations de son LightWeight Robot (LWR) le LWR I, LWR II et LWR III [19], dans le cadre de projets en robotique spatiale, entre le milieu des années 90 et le début des années 2000. La dernière génération du LWR, figure 2.4, possède des capacités qui n'ont jamais été

rencontrées auparavant en robotique, notamment sur son ratio charge utile/masse [20, 47]. La masse totale du robot est de 14 kg, pour une charge utile de 14 kg également. Il est muni de 7 degrés de liberté (DDL) et a une portée maximale de 936 mm. De telles capacités furent atteintes par des développements de moteurs et réducteurs avec d'excellentes densités de couple (rapport du couple disponible sur la masse), et de membrures en composite très légères. Le constructeur allemand KUKA commercialise des déclinaisons du LWR III avec le robot LBR IIWA. Deux valeurs de charges utiles de 7 et 14 kg sont proposées. Bien que les robots KUKA reprennent la même base de conception que le robot spatial, le ratio charge utile/masse est divisé par deux (la masse du robot est doublée pour les mêmes performances attendues) et la portée est légèrement réduite (820 mm au maximum).

La manufacturier québécois Kinova commercialise des bras robotiques d'assistance ultralégers. Le robot Jaco (ou Kinova Gen2), présenté sur la figure 2.4, est un bras manipulateur de 4.4 kg dans sa version 6 DDL, et son successeur, le Kinova Gen3, un bras de 7.2 kg dans sa version 6 axes. Leur portée, d'environ 900 mm pour les deux robots, est considérable, surtout pour leur gamme de masse [7, 21]. Les performances des bras Kinova en terme de charge utile sont données sous trois valeurs : deux charges utiles continues, une à la moitié de la portée, l'autre au maximum de la portée (sans outil). La dernière valeur correspond à la charge utile que le robot peut supporter ponctuellement à sa portée maximale. Ces mesures indiquent les performances qui maximisent les capacités des robots, et notamment de leurs articulations. En effet, leurs moteurs et leurs réducteurs sont dimensionnés pour pouvoir fournir et supporter des couples bien au-dessus de leur régime nominale sur des courtes et moyennes durées. Le Kinova Gen3 est plus lourd que son prédécesseur mais dispose de meilleures capacités de couple : pour les articulations les plus fortes, le couple nominal est de 32 Nm pour le Kinova Gen3 contre 12 Nm pour le Kinova Jaco.

Le robot LARAD (Lightweight Advanced Robotic Arm Demonstrator) d'Airbus Defense and Space, figure 2.4, est conçu pour développer les technologies et valider les performances d'un manipulateur à intégrer sur un rover martien, pour la récupération d'échantillons de terrains [8], ceci dans le cadre du projet CREST-2 de l'UKSA (UK Space Agency). Les performances de ce manipulateur se démarque de celles des robots cités jusqu'ici, avec une masse très faible de 15 kg pour une portée de deux mètres et une charge utile de 5 kg (gravité terrestre). Les bras de levier liés au poids de la charge utile, exercés sur la base du robot, ont nécessité le développement d'articulations aux densités de couple remarquables.

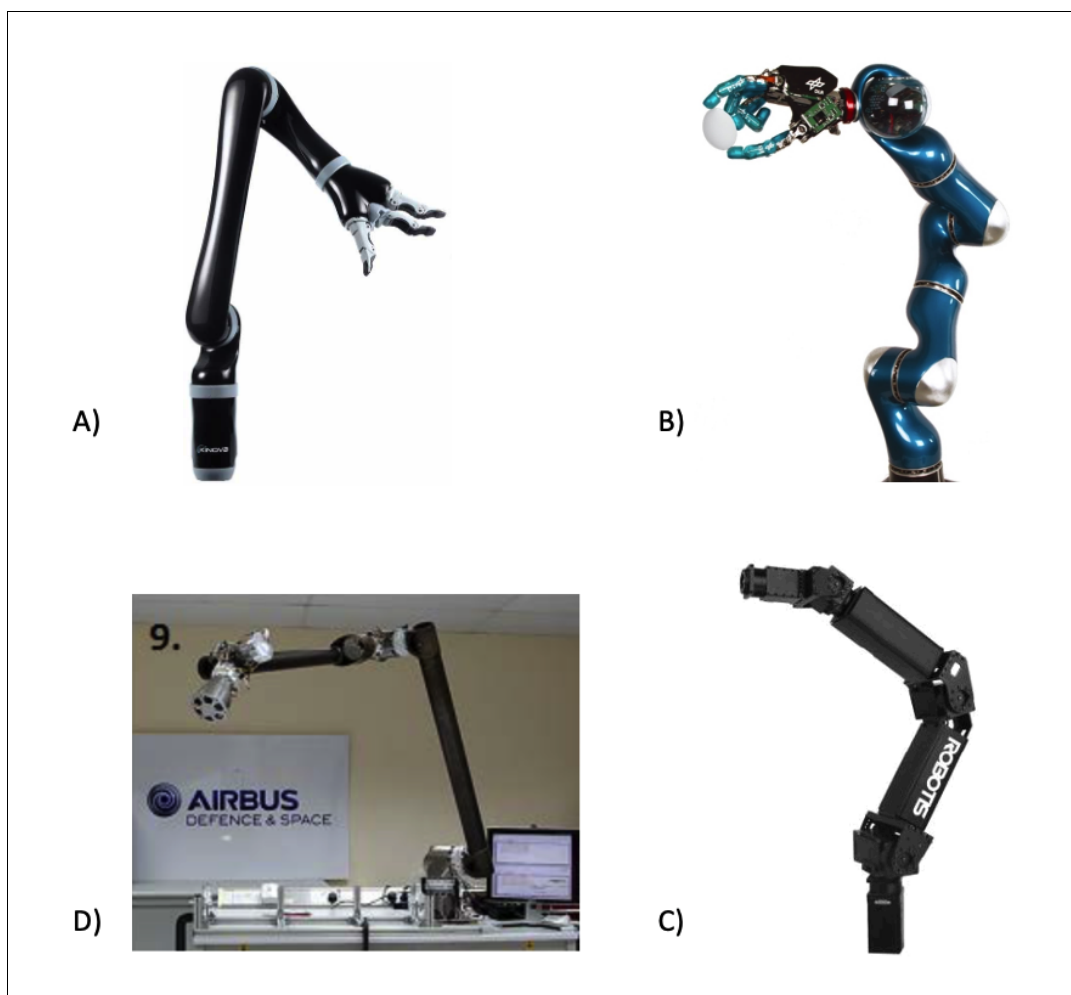


Figure 2.4 Robots légers et ultralégers : A) Kinova Jaco (photo tirée de [7]) - B) DLR LWR III, crédit : DLR (CC-BY 3.0) - C) LARAD, Airbus Defence and Space (photo adaptée de [8] reproduite avec permission) - D) ROBOTIS Manipulator-H, crédit : ROBOTIS (CC-BY 4.0) [9].

Cinématique

Les cinématiques généralement retrouvées pour les robots ultralégers sont étudiées à partir de la sélection de robots de la figure 2.4. En dehors du degré de liberté redondant du LWR III (situé entre l'épaule et le coude du robot, comme sur la version à 7 DDL du Kinova Gen3 [7]), les quatre robots présentent presque le même ordonnancement de leurs articulations : deux DDL à la base du robot (épaule), un DDL au niveau du coude et trois pour le poignet. Les seules différences notables sont la forme très particulière du poignet du Kinova Jaco (qui n'a pas été conservée chez son successeur) et un désalignement entre le troisième axe du Manipulator-H et sa première membrure [9]. Tous ces robots sont munis d'un poignet

sphérique, simplifiant la résolution de leur cinématique inverse.

Analyse des performances

Une caractéristique commune à tous les robots légers et ultralégers est d'avoir une valeur de rapport de leur charge utile sur leur masse plus élevée que pour les robots industriels classiques (avec des ratios ne dépassant pas 1/10). Dans le cadre des recherches présentées dans ce rapport une grande importance est apportée à la portée du robot, d'où l'introduction d'un ratio ($\text{Charge utile} \times \text{Portée} / \text{Masse}$), étudié pour une sélection de robots sur la figure 2.5. Il est anticipé qu'une portée plus grande restera plus pénalisante qu'une augmentation de la charge utile, puisqu'elle implique des bras de leviers supplémentaires liés à l'inertie du robot (en plus de couples importants liés à la charge utile).

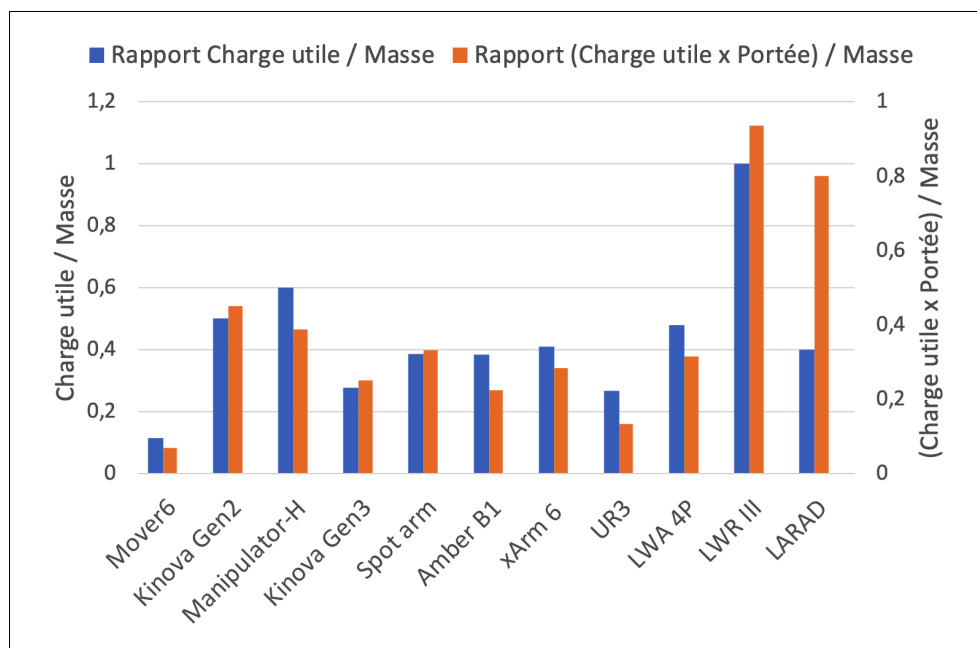


Figure 2.5 Comparaison des rapport Charge utile / Masse et ($\text{Charge utile} \times \text{Portée}$) / Masse pour une sélection de robots légers et ultralégers.

Sur la figure 2.5, les performances des robots sélectionnés sont représentées au travers des indicateurs Charge utile / Masse et Charge utile $\times$ Portée / Masse. La limite de masse pour la sélection est fixée à 15 kg afin d'inclure les robots LARAD et LWR III dans l'étude. Les robots non mentionnés en début de section sont les robots Mover6 de Commonplace Robotics (3.5 kg), ROBOTIS Manipulator-H (5 kg, figure 2.4), Spot arm de Boston Dynamics (8 kg

avec son effecteur), Amber B1 de AMBER Robotics (7.8 kg), xArm 6 de Trossen Robotics (12.2 kg), UR3 de Universal Robots (11.2 kg) et LWA 4P de SCHUNK (12.5 kg).

Beaucoup de robots atteignent des rapports de Charge utile / Masse supérieurs à 0.4. L'ajout de la portée change la distribution des robots les plus performants. Comme aucun des robots présentés, à l'exception du LARAD, ne dépassent une portée d'un mètre, les valeurs obtenues sont plus faibles. Le LARAD atteint presque les performances du LWR III sur le deuxième critère, alors qu'il restait dans la moyenne en s'intéressant seulement à sa charge utile et à sa masse.

Membrures

La conception des membrures des robots ultralégers implique l'utilisation de matériaux à la fois très résistants et très légers. Les membrures du LARAD sont composées d'un matériau composite avec une matrice en titane et des fibres en carbure de silicium [8]. La masse totale de toutes les pièces en composite est de 3.26 kg (en permettant une portée de deux mètres), ce qui représente moins de 25% de la masse totale du robot. Les flèches obtenues lors de sollicitations en flexion restent très faibles, même pour des chargements à l'outil importants. Avec la matrice du matériau utilisé, les membrures sont optimisées par la méthode numérique d'optimisation topologique, et produites en fabrication additive.

Kinova et DLR utilisent des membrures en fibre de carbone ultralégères [7, 20], de longueurs et de géométries variables. La géométrie donnée à ces membrures permet de recouvrir intégralement leurs articulations.

D'autres robots produits en plus grandes séries utilisent des tubes en aluminium, beaucoup moins chers et complexes à fabriquer. Ces membrures peuvent être évidées pour alléger la structure [48] à l'aide de calculs par éléments finis.

Représentant plus de 75% de sa masse totale (par soustraction de la masse des membrures), le LARAD montre l'enjeu de la diminution de la masse de ses articulations dans le but d'augmenter nettement ses performances, que ce soit pour faciliter son intégration sur une base mobile ou pour diminuer les couples que les six axes du robot doivent développer.

2.5 Conception d'articulations

Les projets de robotique spatiale ou de cobotique cités précédemment ont mobilisé le développement en interne d'articulations de bras robotique légères. On retrouve une architecture commune au sein de ces articulations : moteur synchrone à aimants permanents, réducteur

harmonique, contrôleur intégré dans l'assemblage, montage à roulements sur l'arbre moteur et roulement à rouleaux croisés sur l'arbre de sortie [7,8]. Un assemblage de ces composants peut être très compact et peut directement être intégré dans la structure d'un robot (comme présenté sur la figure 2.6), avec ses membrures en composite qui peuvent venir protéger l'extérieur des articulations.

La maximisation de la densité de couple dans les articulations est recherchée pour les robots spatiaux de DLR [10,20,49,50]. Entre les robots LWR I et LWR III, pour la même masse, la dernière génération peut manipuler une charge deux fois plus grande, ceci par une nette amélioration des performances aux axes du robot : d'un côté, les réducteurs du LWR I composés de deux étages de trains épicycloïdaux, lourds et difficiles à usiner, ont été remplacés par des réducteurs harmoniques allégés [20,23] ; de l'autre, le développement d'une gamme de moteurs synchrones à aimants permanents [10] a permis d'obtenir une excellente densité de couple au sein des articulations.

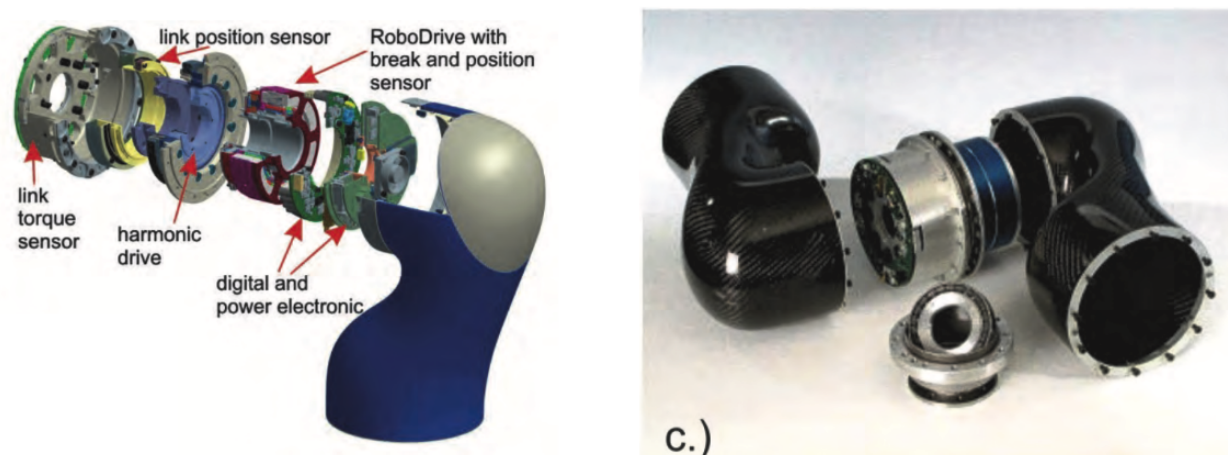


Figure 2.6 Composants et assemblage des articulations du robot LWR III (illustrations adaptées de [10] reproduites avec permission).

Plusieurs solutions alternatives au couplage d'un moteur synchrone à aimants permanents couplé à un réducteur harmonique sont disponibles ou sont en développement [50]. On peut citer, par exemple, l'utilisation de réducteurs cycloïdes (avec une bonne densité de couple, beaucoup utilisés en impression 3D) ou plus récemment le développement du Gear Bearing Drive [49], qui peut être couplé à un moteur synchrone à aimants permanents à rotor externe. Actuellement, ces solutions restent plus difficiles à concevoir, à assembler dans la structure

d'un robot compact, ou sont plus lourdes que certaines séries de réducteurs harmoniques. Une autre configuration rencontrée dans la littérature utilise le couplage d'un réducteur planétaire à un réducteur harmonique, dans le but d'obtenir des rapports de réduction très importants pouvant dépasser facilement les 600:1 [51, 52].

Réducteur harmonique

Les réducteurs harmoniques, réducteurs elliptiques ou engrenages à onde de déformation, technologie brevetée en 1957 par C. Walton Musser [11], permettent d'obtenir d'excellentes densités de couple [50] au moyen de composants mécaniques compacts, avec des couples admissibles allant de moins de 10 à plusieurs milliers de Newton-mètre. L'appellation la plus courante *Harmonic Drive*, traduite ici en *réducteur harmonique*, provient du nom de la société qui a popularisé ces réducteurs. En parallèle aux travaux de DLR sur les LWR, des réducteurs harmoniques adaptés aux besoins en robotique spatiale ont été développés [23]. Trois éléments principaux assurent leur fonctionnement, représentés sur la figure 2.7 :

- Une couronne dentée extérieure, circulaire, nommée Circular Spline (CS) ;
- Un arbre d'entrée complexe, composé d'un roulement à billes avec une bague intérieure circulaire et une bague extérieure elliptique, le Wave Generator (WG) ;
- Une pièce flexible sur sa partie accommodant la forme elliptique du Wave Generator, dentée sur sa partie en contact avec la Circular Spline, et suffisamment rigide à son extrémité pour l'assemblage, la Flexspline (FS).

Le mouvement de réduction est permis par la différence du nombre de dents de la Flexspline (71 et 74 sur la figure 2.7) par rapport au nombre de dents de la Circular Spline (70 et 73, figure 2.7), ainsi que par la forme elliptique du Wave Generator (72, figure 2.7). La Flexspline vient réaliser un mouvement oscillant à l'intérieur de la Circular Spline et se décale d'une à deux dents (en fonction de la différence du nombre de dents), correspondant au mouvement de sortie, à chaque tour du Wave Generator en entrée.

La définition des composants ici introduite précise l'utilisation la plus fréquemment rencontrée du réducteur harmonique, avec la Circular Spline fixe, le Wave generator en entrée et la Flexspline en sortie. Dans ce cas, le rapport de réduction N a pour expression :

$$N = \frac{N_{FS} - N_{CS}}{N_{FS}}$$

avec N_{FS} le nombre de dents de la Flexpline, N_{CS} le nombre de dents de la Circular Spline, et avec $N_{CS} > N_{FS}$.

Les intérêts principaux liés à l'utilisation du réducteur harmonique sont : d'excellentes per-

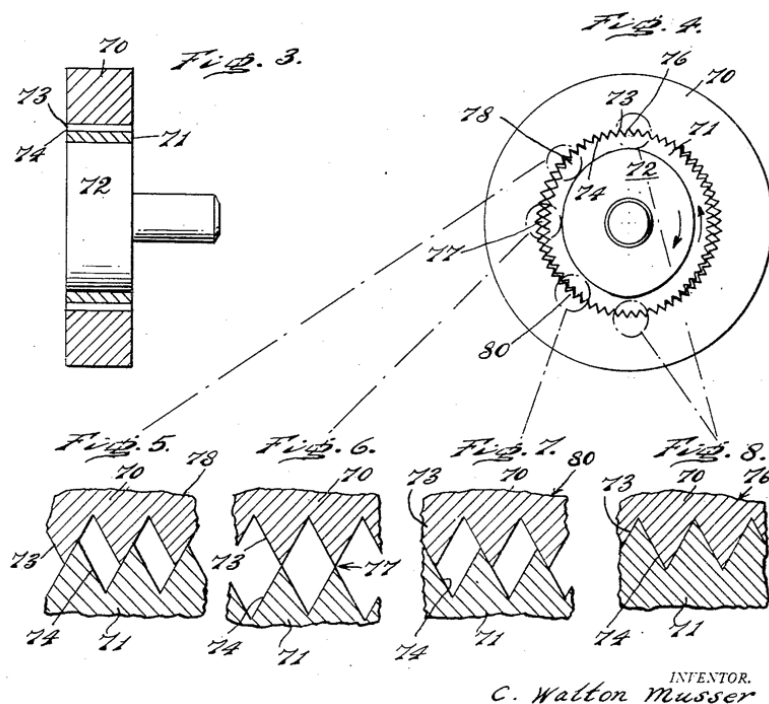


Figure 2.7 Réducteur harmonique (US Patent and Trademark Office) [11].

performances en couple admissible par rapport à la masse du réducteur, une bonne compacité, des rapports de réduction très élevés (jusqu'à 320:1), et un jeu faible dans le réducteur. En contrepartie, ces réducteurs ont une faible rigidité en torsion et un comportement non linéaire lié à leur mouvement oscillatoire (apparition d'un hystérésis). Les réducteurs sont disponibles sous une forme assemblée avec un guidage en rotation au moyen de roulements en entrée et en sortie. Une telle solution augmente beaucoup la masse des assemblages des robots. L'utilisation de *Components sets* [53–55], seulement composés des trois pièces définies plus haut est préférée dans les projets cités dans cette revue de littérature, malgré la complexité supplémentaire qu'ils amènent dans leur intégration au sein des articulations de robot. Pour des performances optimales dans le développement d'un robot embarqué, la série Harmonic Drive CPL minimise la masse des réducteurs [53], la série Harmonic Drive CSD minimise leur épaisseur [54] et la série Harmonic Drive CSG maximise les couples admissibles [55].

Quatre valeurs de couples sont données pour chaque référence de réducteur.

- *Rated torque* : couple développé par le réducteur dans tous les cas ;
- *Average torque* : couple moyen sur une trajectoire, à utiliser pour un dimensionnement avec des cycles de chargements bien définis ;
- *Repeatable peak torque* : couple maximal supporté par le réducteur (chargement répété) ;

- *Momentary peak torque* : couple maximal supporté par le réducteur (chargement ponctuel).

Un dimensionnement en rigidité est également recommandé afin de s'assurer que les fréquences de vibration du robot ne soient pas dans la bande de résonance du réducteur, fonction du moment d'inertie de la charge, du procédé déployé et de la raideur en torsion du réducteur [53].

L'estimation du rendement des réducteurs harmoniques est complexe. Une évaluation à partir d'un prototype physique est nécessaire pour quantifier les pertes réelles au sein du réducteur.

Les courbes de rendements données par les constructeurs [53, 54] sont fonction de :

- La température du réducteur ;
- La vitesse de rotation du Wave Generator ;
- Du rapport de réduction ;
- De la gamme de réducteur.

Moteurs synchrones à aimants permanents

Les moteurs synchrones à aimants permanents, souvent désignés en anglais sous l'abréviation *BLDC (Brushless DC) motors*, sont utilisés quasiment systématiquement dans les projets de conception en robotique nécessitant une réduction drastique de la masse du système par rapport à une solution plus classique [8, 20]. Leur forte densité de couple est accompagnée d'un bon comportement dynamique, ainsi qu'un bon fonctionnement à basse vitesse nécessaire en robotique. Ces moteurs nécessitent un contrôle complexe (commande vectorielle), notamment en comparaison avec des moteurs pas à pas utilisés plus fréquemment en robotique industrielle.

Pour leur assemblage au sein d'articulations de bras robotique, un intérêt est porté aux moteurs *frameless*, sans protections entourant le stator et sans arbre moteur. Ils permettent une intégration plus compacte du moteur dans un assemblage, une forte réduction de la masse de l'ensemble, et possiblement de faire passer les câbles du robot dans un arbre creux.

L'avantage d'avoir un rayon d'entrefer important sur un moteur BLDC est présenté dans [22], pour le développement d'actionneurs de robots à pattes où la densité de couple est primordiale : la masse du robot est proportionnelle au rayon de l'entrefer r_{gap} et le couple proportionnel au carré de r_{gap} . La densité de couple est ainsi proportionnelle à r_{gap} . Ces caractéristiques aboutissent à une utilisation de moteurs BLDC à rotors externes dans des projets de robotique, notamment dans la conception du MIT Mini Cheetah [22, 56]. Les articulations de robots à pattes proposent des performances inégalées en terme de densités de puissance et de couple, avec des couples maximaux importants pour des rapports de

réduction faibles, permettant une réversibilité complète du système. L'utilisation de moteurs à rotors externes, peu coûteux, dans la gamme de puissance de ceux utilisés pour les drones, amène au développement de contrôleurs à prix abordable, facilitant l'utilisation de moteurs synchrones à aimants permanents en mécatronique.

La conception des LWR de DLR s'est accompagnée du développement de la série de moteurs Robodrive ILM (Innen-Läufer-Motor, moteur à rotor interne) [10, 57]. L'utilisation systématique de rotors internes facilitait l'assemblage du moteur, du réducteur et de la membrure (figure 2.7). Les performances des moteurs sont adaptées aux réducteurs harmoniques développés en parallèle [23], et aux besoins de l'application robotique : excellente dynamique, notamment dans le cas d'inversions fréquentes du sens de rotation. Les moteurs Robodrive commercialisés sont proposés sous différents branchements possibles du bobinage, permettant d'adapter la tension d'alimentation du moteur [57] : étoile série (48 V), triangle série (28 V), étoile parallèle (24 V), triangle parallèle (14 V). Les performances de cette gamme de moteurs sont inégalées jusqu'ici. Les moteurs à rotor interne T-motor ont une densité de couple proche des moteurs Robodrive, mais leurs vitesses de rotation nominales sont beaucoup plus faibles.

2.6 Optimisation

Un certain nombre d'indices de performances de robots ont été mis au point dans le but d'améliorer les performances de robots [58]. On retrouve souvent des mesures telles que le conditionnement de la matrice jacobienne, défini comme le rapport entre les valeurs propres maximales et minimales de cette matrice, similairement la manipulabilité [59] ou encore l'indice d'isotropie [60], inverse du conditionnement. Les mesures de conditionnement intégré sur l'espace du travail (Global Conditioning Index GCI et Global Isotropy Index GII) permettent d'anticiper les capacités d'un robot en terme de dextérité. Avec plus de paramètres, les ellipsoïdes de manipulabilité dynamique [59], [58] ou de rigidité [61] peuvent être utilisés en vue d'optimiser le comportement d'un robot selon des directions spécifiques.

Les mesures citées ci-dessus permettent de spécialiser la conception, très souvent au travers des dimensions géométriques, d'un robot autour de quelques requis, mais il est difficile de formuler directement un design complet à partir de celles-ci.

Dans [62], une revue des technologies d'optimisation sous contraintes de robots est proposée avec le détail du choix des fonctions objectifs, des fonctions contraintes, des variables d'optimisation et des algorithmes utilisés. Les algorithmes génétiques sont très souvent utilisés, et ceci pour des problèmes diversifiés. La fonction objectif d'un problème d'optimisation

correspond à l'évaluation d'un critère à minimiser pour optimiser, par exemple, les performances d'un robot. Il est également possible de minimiser plusieurs objectifs conjointement. Dans le cas d'algorithmes génétiques multi-objectifs [63], un front de Pareto est obtenu en sortie d'optimisation, c'est-à-dire un ensemble de solutions optimales tel qu'un objectif ne peut pas être plus optimisé sans que ce soit au détriment d'un autre. La fonction contrainte traduit un ou plusieurs critères qu'une solution proposée doit respecter, généralement sous la forme d'inégalités. Les variables d'optimisation permettent d'optimiser le système : dans certains problèmes, elles se limitent à l'ensemble des nombres entiers bornés. L'optimisation est alors définie comme un problème d'optimisation en nombres entiers. Pour une combinaison de variables réelles et entières, une programmation dite mixte, *Mixed Integer Programming (MIP)*, est nécessaire. Ses spécificités sont directement prises en compte dans MATLAB pour les algorithmes génétiques [64].

Le choix d'un algorithme d'optimisation est fonction d'une multitude de paramètres : le type de problème (optimisation sous contraintes, en nombre entier, etc.), la rapidité à fournir une solution optimale, le temps maximal alloué, la nécessité de fournir un estimé initial, etc.

Dans ses travaux de recherche, Lelai Zhou étudie le design d'un bras d'assistance pour les personnes à mobilité réduite en chaise roulante, et formule des algorithmes d'optimisation des choix des composants et des dimensions du robot [52,65,66]. A partir d'une optimisation basée sur l'algorithme *complex method*, les variables suivantes sont progressivement optimisées : premièrement, le choix des moteurs et réducteurs du bras robotique 5 axes [52]. Ensuite, en plus du choix des composants, le ratio des longueurs des membrures du robot [65], [66]. Dans [48], les paramètres de membrures en aluminium jouant sur la masse et sur la résistance mécanique du robot (diamètres extérieurs, dimensions des évidements) sont optimisés. Par ce choix de variables, le robot conserve en grande partie ses performances cinématiques pendant l'optimisation. Des trajectoires particulières sont définies et simulées pour chaque individu proposé par l'algorithme. Un design optimal est ainsi évalué à partir d'une seule trajectoire en entrée dans [65], et de quatre trajectoires représentatives des performances du robot dans [66]. Les mesures prises lors des simulations sont les vitesses de rotation des axes, les couples de sortie des articulations, les couples sur les arbres des moteurs, la dextérité sur l'espace de travail (moyenne du conditionnement sur une trajectoire), la déflexion du bras et les contraintes mécaniques maximales. Ces dernières mesures impliquent des calculs par éléments finis réalisés sous ANSYS Workbench et ADAMS. L'objectif d'optimisation, commun à tous les problèmes définis, est de minimiser la masse totale du robot. L'étude limitée à certaines trajectoires jugées représentatives de la fonction du robot permet d'utiliser les valeurs de couples admissibles moyens pour le dimensionnement des réducteurs harmoniques [53,54]. Le même type de problème est étudié dans [67], par le choix des longueurs et des composants

optimaux d'un robot qui est à la fois terrestre et aérien, dans deux modes de fonctionnement distincts. L'objectif est, ici aussi, de minimiser la masse du manipulateur. Un algorithme génétique est utilisé dans ce but.

La plupart des travaux d'optimisation du choix des composants limitent fortement la sélection des composants, en d'autres termes les bornes des variables entières, par exemple dans [48] avec seulement trois réducteurs candidats aux performances très éloignées. Ceci facilite beaucoup la résolution du problème MIP [64]. En plus de cela, les méthodes utilisées nécessitent souvent la définition d'un estimé initial. Une telle présélection requiert de bien comprendre le comportement du système, notamment par une pré-évaluation des charges supportées par les axes avant l'optimisation. En sortie d'optimisation, un design amélioré est proposé et les gains de performances sur les fonctions objectifs sont quantifiés. Ces valeurs restent cependant arbitraires puisqu'elles sont fonction d'une solution initiale plus ou moins bonne.

CHAPITRE 3 DÉMARCHE DE TRAVAIL

3.1 Résumé de la problématique

Beaucoup de systèmes robotisés sont mis au point dans le but de faciliter le déploiement de procédés permettant de contrôler l'état, sécuriser, et réparer des structures en hauteur difficiles d'accès. Les applications en robotique aérienne se focalisent sur des tâches impliquant des efforts assez faibles et une structure de robot ultralégère, souvent en dessous de 3 kg. Dans la catégorie des robots grimpeurs, des procédés impliquant des efforts plus importants sont déployés à l'aide de systèmes souvent lourds et peu polyvalents (développements spécifiques pour les parois en acier, pour les éoliennes, etc). Depuis une vingtaine d'années, la conception de robots légers et ultralégers se développe, poussée par des projets en robotique spatiale et des applications commerciales en cobotique. Des choix de conception s'imposent dans la littérature pour atteindre des ratios charge utile/masse considérables. Les systèmes robotisés sont de plus en plus contraints et des algorithmes d'optimisation permettent de tirer au maximum profit des capacités des articulations et des membrures, souvent dans le but de minimiser la masse totale des assemblages. Malgré toutes les avancées recensées dans la littérature, les solutions techniques apportées par chaque discipline de la robotique ne répondent pas directement aux contraintes de conception du projet présenté dans ce mémoire. Les requis et connaissances non rencontrés dans la littérature sont résumés ci-dessous :

- Les robots aériens ne sont pas adaptés aux applications nécessitant un contrôle en force le long d'une trajectoire ;
- Les robots aériens ne développent pas de couples aux axes suffisants pour la manipulation d'une charge utile modérée loin de leur base ;
- Les robots respectant le requis de masse du projet ont des performances insuffisantes en terme de Portée $\times$ Charge utile ;
- L'architecture des robots commerciaux n'est pas adaptée aux plateformes aériennes ;
- Dans les problèmes d'optimisation rencontrés, la masse totale est toujours un objectif et non une contrainte ;
- Les optimisations ne se concentrent pas sur une maximisation de la surface de travail ou de la portée des robots ;
- Le changement de direction du vecteur gravité pour la formulation de designs optimaux n'est pas étudié.

3.2 Objectif général

Les travaux présentés dans ce mémoire initient le développement d'une technologie de bras robotique intégrable sur un drone à charge utile élevée, pour tâches de contact. L'application la plus pertinente à ce stade est l'enlèvement localisé de matière, type corrosion ou peinture. Des efforts de polissage robotisé sont ainsi considérés.

L'objectif principal est de proposer une architecture de bras robotique qui répond au mieux aux contraintes liées au déploiement d'une tâche robotisée à partir d'une plateforme aérienne accostée en milieu difficile d'accès. La formulation d'un problème d'optimisation du choix des composants et des paramètres géométriques du robot va permettre de maximiser la portée du bras robotique sous une contrainte de masse maximale à ne pas dépasser. Cette limite de masse est couplée aux capacités nominales des composants du robot, qui sont comparées aux performances que doit développer le robot sur sa surface de travail. Cette étude aboutit à la modélisation 3D d'un robot six axes aux dimensions optimisées pour différents cas d'accostage du drone.

3.3 Objectifs spécifiques

Les sous-objectifs présentés ci-dessous sont étudiés au Chapitre 4, avec certaines notions précisées au Chapitre 5 :

1. Convertir les requis de conception en solutions techniques adaptées :
 - (a) Définir la cinématique du robot ;
 - (b) Estimer les efforts appliqués à l'outil pour une tâche d'enlèvement de matière ;
 - (c) Étudier les performances des composants du commerce ;
 - (d) Sélectionner les séries de moteurs et réducteurs candidats ;
 - (e) Concevoir une version préliminaire des articulations du robot ;
 - (f) Estimer la masse et la longueur des articulations en fonction du couple développé ;
 - (g) Définir les besoins et les capacités de modularité du système ;
 - (h) Définir l'architecture électrique pour l'alimentation en puissance et la commande.
2. Modéliser le système :
 - (a) Évaluer les cinématiques directe et inverse ;
 - (b) Paramétrer les dimensions et la masse des composants du robot ;
 - (c) Définir et discrétiser l'espace de travail.

3. Résoudre la dynamique inverse par méthode numérique.
4. Définir une routine d'optimisation de la surface de travail :
 - (a) Définir les variables d'optimisation, les objectifs et les contraintes ;
 - (b) Implémenter un algorithme génétique multiobjectifs pour l'optimisation de la masse et de la surface de travail du robot ;
 - (c) Implémenter un algorithme génétique pour l'optimisation de la surface de travail ;
 - (d) Implémenter une méthode de points intérieurs pour maximiser les longueurs du bras et de l'avant-bras.
5. Évaluer les conceptions optimales pour les trois cas d'accostage limites du drone.
6. Concevoir le robot :
 - (a) Modéliser les deux configurations d'articulation ;
 - (b) Modéliser le robot six axes assemblé ;
 - (c) Détailler la procédure d'assemblage des articulations ;
 - (d) Mettre en plan et réaliser le tolérancement des pièces à usiner.

CHAPITRE 4 ARTICLE 1 : DESIGN AND OPTIMIZATION OF A UAV MOUNTED ULTRALIGHTWEIGHT ROBOT ARM FOR CONTACT TASKS

Le présent article a été soumis le 16 juillet 2021 pour publication dans la revue scientifique *IEEE Transactions on Robotics*.

Valentin Omé, Bruno Monsarrat, Lionel Birglen, Gabriel Côté, Bruno Chapdelaine, Martin De Montigny, Amir Hajzargarbashi, Jason Michel Lambert, Charles Vidal.

Abstract

This paper introduces the design of an ultralightweight six-axis robot arm mounted on a UAV with docking capacities. This robot is intended to be capable of performing local grinding/polishing tasks on hard-to-reach areas. The characteristics and variety of targeted work scenarios are first discussed and lead to the definition of a highly modular and parametrizable architecture. The range of achievable poses on the work surface is optimized considering significant applied loads and a strict mass constraint. To this aim, evolutionary algorithms are used to select optimal joint components and optimal geometrical parameters of the robot. Pareto fronts of the optimization which are maximizing workspace and minimizing mass are obtained before the selection of a final design. Finally, the 3D model of the optimal design for wall docking is presented.

4.1 Introduction

Maintenance of structures such as wind turbines, bridges or industrial plants is typically conducted by rope access technicians performing various tasks at heights. Such a deployment is time-consuming and can be dangerous, making it slow and tedious to perform even the smallest tasks. Aerial [13] and climbing robots [15] have been proposed to address this problem while ultralightweight high performance robots are typically designed for space robotics projects [8, 47]. To our knowledge, a robot that is meeting an acceptable reach, a very low mass, sufficient axes torques for material removal operations, and integrability on an aerial system has not yet been developed and this paper aims at filling that gap.

Rope access technicians perform a wide range of tasks in diverse work environments. These tasks go from visual inspections to Non Destructive Testing (NDT), corrosion, dust or painting removal, bolts replacements, coating, welding, etc. Typical examples are illustrated in Fig. 4.1. A lot of these applications do not require great mobility of the worker on the sur-

face, but a good dexterity and accessibility on surfaces of all inclinations, typically ground, wall, and roof operations. To replace a human operator with an unmanned aerial vehicle (UAV), the first challenge is securing the latter to the work surface. A solution to this issue consists in a docking system, an example of which is the Based Attachment Module (BAM) developed at the Aerospace Research Centre, NRC [18]. Combined to a high-lifting capacities drone, and after an approach phase, this BAM ensures the attachment of the aerial platform to diverse surfaces, under variable docking angles, with the UAV's motors shut down, and complemented by the robotics technology introduced in this paper, the UAV can reproduce the work of rope access technicians. For the first generation of this robot as presented here, low to medium efforts grinding and polishing tasks are considered.

Previous works in climbing, aerial, space and collaborative robotics were the inspiration for the development of this novel robot arm. For instance, aerial robotics projects [13] have demonstrated solutions for structural inspection, sensor installation, NDT [2,27,31], and can extend to structural assembly tasks [1], payload manipulation [28,29], and transportation with two robotics arms [32]. In most of these cases, UAVs are mobile during operation which makes the deployment of a contact task very complex. These systems are of interest for the application discussed in this paper nonetheless because of their very low mass, high compactness, and the constraints that are met in their design. Unmanned maintenance in renewable energy applications using climbing robots is also a related topic of interest, as they are leading to better efficiency and extended service life of structures [15,16]. For example, the rope-deployed BR8 robot from Rope Robotics integrates a UR10 robot arm for, mapping, cleaning, and coating tasks on wind turbines [15]. Hydro-Quebec Scompi robot performs grinding, polishing, hammering, and welding operations on hydropower equipment, often translating on a rail to access hard-to-reach areas [39,40]. Grit blasting is also performed using heavy walking robots [4] or magnetic crawlers. On the other hand, very agile solutions exist but with low payloads such as the BladeBug robot [15].

For the deployment of a robotic process with a fixed base, i.e. moving from cited aerial and climbing robots to more classical robot design requirements, a spectrum of lightweight robots has been proposed and can be classified through a measure of their $\text{Payload} \times \text{Reach}$ as illustrated in Fig. 4.2. For material removal, insufficient performances are generally obtained with robots under 10 kg, either due to low payloads preventing the use of heavy end effectors (EE), or because of very small reaches. The German Aerospace Center DLR developed three generations of Light Weight Robots LWR specifically addressing these issues. The latest one, namely the LWR III, achieved a payload to mass ratio of 1 with a very compact design and demonstrated a 936 mm reach with 7 axes [20,47]. Service arm manufacturer Kinova also specializes in the design of ultralightweight robots [7] : the Kinova Jaco² or Gen2 which has a



Figure 4.1 Examples of tasks performed by rope access technicians (wind turbine maintenance on the left, NDT of water pipes on the right), courtesy of Vertica (Brittany, France).

reach of 900 mm, 6 axes, weights only 4.4 kg. Similarly with a low mass but also focusing on maximal reach, the UK Space Agency proposed the LARAD 6-axis robot arm, and a reach of two meters with a mass under 15 kg was achieved [8]. Such performances have been pioneered by the DLR focus on high torque density drive trains during the design of the LWR III [10] with internal developments on high torque capacity frameless permanent magnets inrunner motors, low mass Harmonic Drive gearheads [23] and high rigidity / low mass composite links [7,8].

In this paper, unique design constraints are induced by the specifications of the robot arm to maximize its performance in every contact scenario, with specific loads in the joints. For example, the proposed system must meet the requirements of both producing sufficient efforts at the EE on the work surface, while achieving an acceptable range. Modular assembly of the robot, with optimal lengths of the arm and forearm, and optimal joint modules selection is therefore introduced. The usable workspace is maximized considering three main load cases assuming a heavy EE. A 6-axis serial robot kinematics is selected and its inverse dynamics is solved numerically with parametrized variables. An optimization routine, based on evolutionary algorithms, is used for design generation. An optimal design is then obtained for three docking orientations of the drone (illustrated in Fig. 4.3). Two joint modules are subsequently selected for prototyping. The lengths of the robot links are updatable for optimal use on multiple docking angles. The 3D model of the arm is finally presented at the end of this paper.

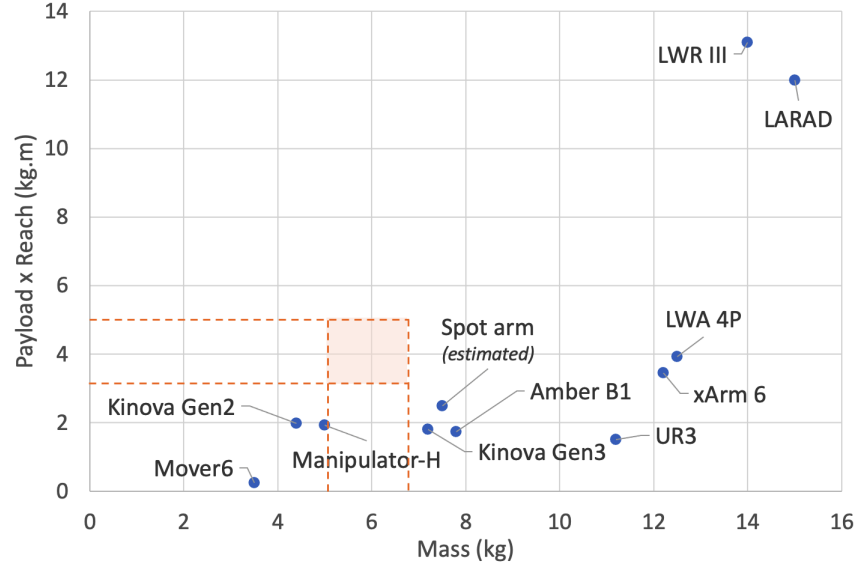


Figure 4.2 Payload $\times$ Reach as a function of mass for a selection of lightweight robots. The orange square represents the targeted spectrum of performance.

4.2 Design Requirements

4.2.1 System Environment

The actual process deployment with an aerial platform requires multiple steps : the approach phase, docking on the work surface (using the BAM in our case), rotors shutdown, and robot arm deployment. Both the BAM and drone pitch control capabilities are required to perform multi-angle docking (see Fig. 4.3). Dronevolt Hercules 20 (heavy lift drone) is used in this paper as the UAV platform because of its high nominal payload of approx. 15 kg of which 9 kg are permissible for the robot and its end effector. The work surface is assumed to be flat and identical to the docking surface. Polishing and grinding operations for corrosion, paint or dust removal are intended to be performed. To this aim, joint speeds in the arm are low but in a tele-operated task context have to remain close to commercial manipulators' typical performances. With the robot lightweight anticipated flexible structure, the integration of an active compliance module for force control is likely to be required [24]. Targeted EE thus consists in tool such as the 11.5 mm stroke Ferrobotics compact Active Contact Flange XS, weighting under 1.4kg, coupled to a lightweight die grinder mounted so its abrasive contact point is aligned with the compliance module's axis (see Fig 4.4).

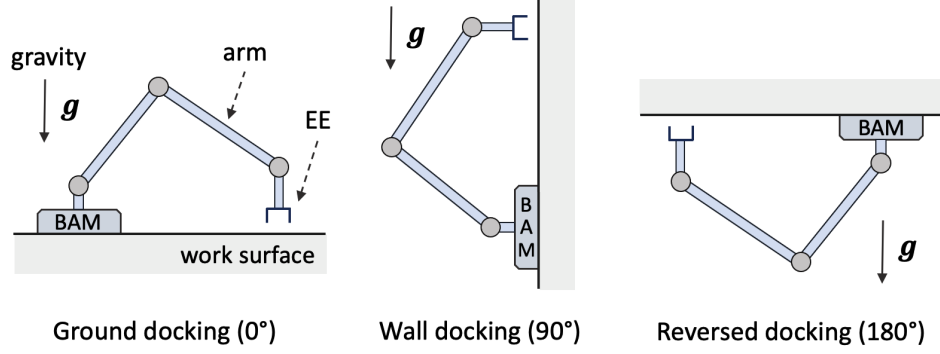


Figure 4.3 Geometries of the three docking scenarios considered in this paper. 90° and 180° dockings are close to the examples shown in Fig. 4.1.

4.2.2 Initial Choices

Initial design choices pertaining to the robot arm architecture can be made and are listed in Tab. 4.1.

Tableau 4.1 Summary of initial design choices

Characteristic	Design choice
Mobilities	Serial robot with 6 Degrees of Freedom (DoF)
Configuration	Shoulder (2 DoF), elbow (1 DoF), wrist (3 DoF)
Wrist	3 DoF spherical wrist
Joint 1	Same large actuator for axes 1 to 3
Joint 2	Same small actuator for axes 4 to 6
Motors	Robodrive BLDC Inrunners ILM-series
Gearboxes	Harmonic Drive CPL, CSD, CSG series
Links	High stiffness carbon fiber tube
Drive	In-joint CAN-FD compatible controller
Power Supply	24V Lithium batteries
End Effector	Active Contact Flange + Die grinder + Flap disk

The rationale for selecting a 6 DoF serial architecture is that it generally allows a good dexterity, compactness and large ranges of motion with reasonable mass, and shoulder-elbow-wrist anthropomorphic arms are common in lightweight robot designs found in the literature [7, 8, 47]. Using a spherical wrist allows to decouple the inverse kinematic positioning and orientation problems which significantly simplifies its resolution. Inspired by Kinova's robots [7], the design in this paper focuses on only two different joint modules, separating the 6 DoF between large load axes (1 to 3) and smaller load axes in the wrist. The 6 joints

are assembled with axes 2 + 3, and axes 3 + 4 connected through high stiffness commercial carbon fiber tubes. This makes the assembly modular with easy replacement of components (tubes of different lengths, joint modules of different output torques and masses) if needed from one deployment to another. Motors are powered with DC 24 V voltage. CAN-FD compatible in-joint controllers, each integrating a field oriented control driver and an absolute magnetic encoder, are used to control the BLDC motors coupled to high reduction Harmonic Drive gearheads to increase output torque density. Standard thin section roller bearings are combined with needle roller bearings on motor axes while IKO slim and ultraslim crossed roller bearing series are used on output shaft for compactness and high load capacity with low mass. The general architecture of the robot arm is presented on Fig. 4.4.

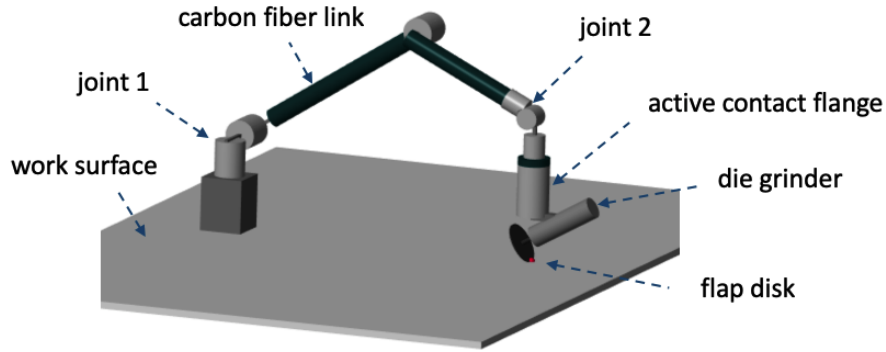


Figure 4.4 Mechanical model of the robot arm used for dynamic simulations.

4.2.3 Motors and Gearheads

Frameless Brushless DC (BLDC) motors are commonly used to achieve very high torque densities in robot joint modules [10, 68]. Additional machined parts are however required for their assembly but typically the mass that is saved compared to the integration of housed commercial motors is still important. BLDC outrunners are widely used in UAV rotors or quasi-direct drive actuation and were initially considered here for maximizing nominal torques under low mass [68]. Regretably, the range of such products for lightweight robotics is narrow and their assembly with Harmonic Drive gearheads is not easy. Additionally, better performances are available using for example the Robodrive ILM series, initially developed for space robotics [10]. ILM series motors are therefore selected here and intended for use with Harmonic Drive gearheads with a suitable range of rated torques, starting from 0.032 Nm to 2.9 Nm with a mass under 700 g. T-Motor RI series also is a valid competitor, with high torque densities and cheaper actuators, but this series is not considered in this paper because

its nominal speeds are far below Robodrive's. It should be pointed out that the choice of using high reduction Harmonic Drives is common in many robotics applications as they offer great torque densities in compact embodiments as required for the space industry [23]. The Harmonic Drive series considered in this paper are the lightweight HD series CPL (CSF-LW for North America), the flat HD series CSD, and the torque series CSG.

4.3 Modelling

4.3.1 Kinematics

The kinematics of a 6-axis serial robot is usually defined using the Denavit-Hartenberg (DH) convention. Accordingly, reference frames and DH parameters of the robot discussed in this work are presented in Tab. 4.2 and Fig. 4.5. Parameters a_2 and d_4 are mainly the lengths of the carbon fiber tubes (including a small offset for attachment), d_1 is function of the joint 1 design, and d_6 combines the joint 5, joint 6 and tool lengths.

Tableau 4.2 Denavit-Hartenberg parameters

Frame	θ	$\mathbf{d}$ (mm)	$\mathbf{a}$ (mm)	α ($^\circ$)
1	θ_{1v}	d_1	0	-90
2	θ_{2v}	0	a_2	180
3	θ_{3v}	0	0	-90
4	θ_{4v}	d_4	0	90
5	θ_{5v}	0	0	-90
6	θ_{6v}	d_6	0	-180

Transformation matrices, e.g. ${}^{i-1}\mathbf{T}_i$, are used to shift from one joint frame to the next using DH convention. These matrices can be expressed as :

$${}^{i-1}\mathbf{T}_i = \begin{bmatrix} C\theta_i & -S\theta_i C\alpha_i & S\theta_i S\alpha_i & a_i C\theta_i \\ S\theta_i & -C\theta_i C\alpha_i & -C\theta_i S\alpha_i & a_i S\theta_i \\ 0 & S\alpha_i & C\alpha_i & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

where $C\theta_i$ is a shorthand notation for $\cos \theta_i$, $S\alpha_i$ a notation for $\sin \alpha_i$ and so on. The forward kinematics matrix $\mathbf{T}$ of the complete robot is obtained as the product of the six transformation matrices defined with Eq. (4.1), namely :

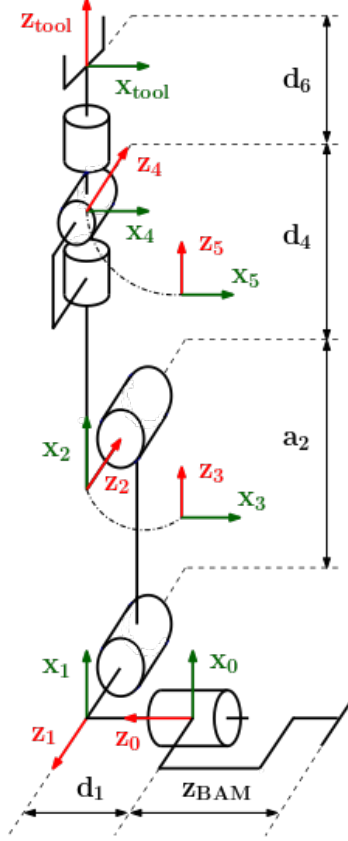


Figure 4.5 Denavit-Hartengerg frames of reference and parameters.

$$\mathbf{T} = \prod_{i=1}^6 {}^{i-1}\mathbf{T}_i = \begin{bmatrix} \mathbf{Q} & \mathbf{p} \\ \mathbf{0}_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

where $\mathbf{Q}$ is the 3×3 orientation matrix and $\mathbf{p}$ the 3×1 translation vector of the EE. Establishing $\mathbf{T}$ knowing the joint angles θ_i is trivial and constitutes the direct kinematics of the robot. The inverse kinematics problem is solved in this paper analytically using decoupled positioning and orientation sub-problems [69]. The Jacobian matrix $\mathbf{J}$ is obtained from the differentiation of the direct kinematics equation above. With $\mathbf{v}$, $\boldsymbol{\omega}$ the velocity and angular velocity vectors, and $\mathbf{a}$, $\boldsymbol{\alpha}$ the associated acceleration and angular acceleration vectors, one has :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{v} \\ \boldsymbol{\omega} \end{bmatrix} = \mathbf{J}\dot{\mathbf{q}}, \quad (4.3)$$

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}^{-1} \left(\begin{bmatrix} \mathbf{a} \\ \boldsymbol{\alpha} \end{bmatrix} - \dot{\mathbf{J}} \mathbf{J}^{-1} \begin{bmatrix} \mathbf{v} \\ \boldsymbol{\omega} \end{bmatrix} \right). \quad (4.4)$$

4.3.2 Dynamics

A rigid body robot dynamic model is used as a first approximation to relate the EE motion defined with Eqs. (4.3) and (4.4) to the joint torques. The vector of joint torques $\boldsymbol{\tau}$ can be obtained using the general dynamic equation of a manipulator, namely :

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{D}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \mathbf{J}^T(\mathbf{q})\mathbf{f}_{\text{tool}} \quad (4.5)$$

with $\mathbf{D}(\mathbf{q})$ the inertia matrix, $\mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ a vector of velocity terms (e.g. Coriolis terms), $\mathbf{g}(\mathbf{q})$ the gravity vector, $\mathbf{J}^T(\mathbf{q})$ the transposed Jacobian matrix and $\mathbf{f}_{\text{tool}}$ the vector of external forces and torques acting on the EE. Eq. (4.5) is numerically solved in this paper using Matlab Simscape Multibody library. The robot is approximated using simple shapes (as shown in Fig. 4.4) to compute the inertia properties of the links in parallel with the Transformation matrices (see Fig. 4.6 for an illustration of the method).

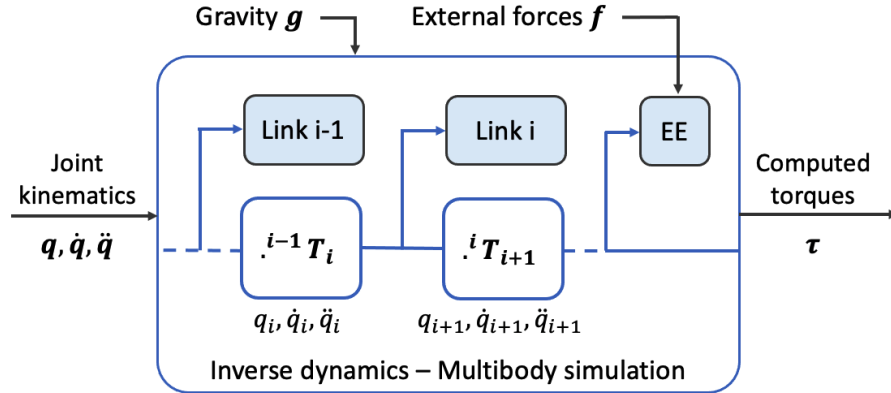


Figure 4.6 Inverse dynamics implementation.

The values of the torques on the motor shafts are approximated using a first order model from the axis angular accelerations established by Eq. (4.4), the axes torques in Eq. (4.5), and the motors and gearheads characteristics, i.e. :

$$\boldsymbol{\tau}_{\text{mot}} = (\mathbf{J}_{\text{m}} + \mathbf{J}_{\text{HD}})\ddot{\mathbf{q}} + (\mathbf{H}_{\text{HD}}\mathbf{N})^{-1}\boldsymbol{\tau} \quad (4.6)$$

where $\mathbf{J}_m$, $\mathbf{J}_{HD}$, $\mathbf{H}_{HD}$ and $\mathbf{N}$ are diagonal matrices containing the motors' and gearheads' inertias, gearheads efficiency, and their reduction ratios respectively. Efficiency is assumed constant at any speed ($\eta = 0.8$). The global model used to simulate the robot kinematics and dynamics, with its inputs and outputs, is presented in Fig. 4.7.

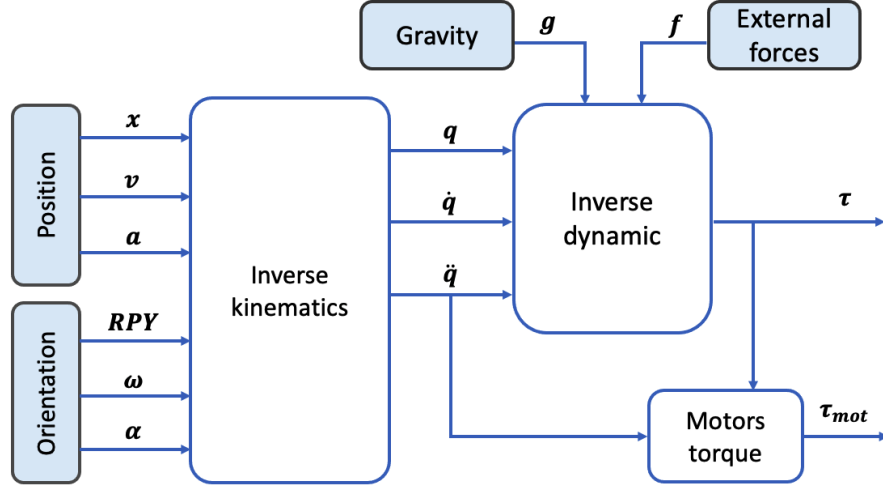


Figure 4.7 Global modelling of the joint kinematics and dynamics.

4.3.3 Workspace Definition

Considering the robot base along the first reference frame ($\mathbf{x}_0 \mathbf{y}_0 \mathbf{z}_0$) in Fig. 4.5 and a flat docking surface, the work plane equation is $z = -z_{BAM} = -200$ mm. Inverse kinematic solutions found on the work plane define the achievable positions for a chosen orientation. The latter is defined with a roll, pitch, and yaw (RPY) angle convention in this work. A constant tool approach vector normal to the work plane is assumed with the orientation shown in Fig. 4.4, corresponding to a RPY sequence of $(0, \pi, 0)$. Simply establishing if an inverse kinematic solution exists is not the best method for usable workspace evaluation as it does not take into account singular or near singular poses. These poses are known to produce very high joint velocities particularly close to the workspace limits. The 2-norm condition number κ :

$$\kappa = \frac{\sigma_{max}(\mathbf{J})}{\sigma_{min}(\mathbf{J})} \quad (4.7)$$

is used in this paper to address this problem. In Eq. 4.7, $\sigma_{max}(\mathbf{J})$ and $\sigma_{min}(\mathbf{J})$ are the maximal and minimal singular values of the Jacobian matrix respectively. A condition number

threshold κ_{lim} is then defined and a pose is considered to belong to the workspace (WS) if and only if the condition number is such that $\kappa \leq \kappa_{lim}$. Keeping a constant orientation inside the WS for all point (x, y) with a RPY set to $(0, \pi, 0)$ yields that $\theta_4 = 0$ and $\theta_6 = -\theta_1$. The edges of the WS are then found using only one radius of constant angle θ_1 in the (x, y) plane (in algorithm 1, $y = 0$ is used), which accelerates the search of the minimal condition number.

During the optimization of the reach of the robot, the Jacobian matrix is normalized using a characteristic length (CL) so that its condition number does not scale with link lengths [60]. The notion of natural length (NL) is adapted in this paper : first, the robot pose of minimum condition number (based on the Jacobian matrix $\mathbf{J}$) along a workspace radius is found ; then, the CL is calculated averaging the distances between the EE and the six joint axes. Finally, the scaled Jacobian matrix $\mathbf{J}_{norm}$ is obtained using the normalization matrix $\mathbf{N}$:

$$\mathbf{J}_{norm} = \mathbf{N}\mathbf{J} \quad \text{with} \quad \mathbf{N} = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_3/CL & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{I}_3 \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

where $\mathbf{I}_n$ is the identity matrix of dimension n . The condition number $\kappa(\mathbf{J}_{norm})$ is evaluated for each pose of the robot along a radius and compared to κ_{lim} to obtain the maximum and minimum reach R_{max} and R_{min} for a robot geometry (see Fig. 4.8). The footprint of the BAM is considered by introducing a radius R_{BAM} inside which the arm operation cannot be performed. The workspace is then discretized in n_θ radius, each containing n_R EE's position. Algorithm 1 and Fig. 4.9 sum up the WS determination procedure. In this algorithm, $\boldsymbol{\theta}$, $\mathbf{x}_{vec}$, $\mathbf{x}_{rad}$ and $\mathbf{y}_{rad}$ are linearly spaced vectors.

4.3.4 Load Cases

Three representative load cases are defined to identify the kinematic and dynamic requirements for efficient material removal on the work surface. The load cases include : the process loads per se, the EE displacement in the work plane, and the EE displacement in the tool axis. A first case simulates contact forces while the other two cases simulate high speeds and high accelerations (higher dynamic requirements). All three cases come from typical grinding patterns (as illustrated in Fig. 4.10). Computation of joint torques is required for the three load cases as all three become the critical case for some angles when high accelerations are required (see Fig. 4.11).

Algorithm 1: Computation of the Workspace

Input : DH parameters, z_{BAM} , R_{BAM} , n_θ , n_R , κ_{lim}
Result: $\mathbf{xyz}_{ws}$, R_{min} , R_{max}
Initialize : $\mathbf{xyz}_{ws} \leftarrow \mathbf{0}_{(n_\theta n_R) \times 3}$;
 $\mathbf{x}_{vec} \leftarrow (R_{BAM} \rightarrow \sum_i (d_i + a_i), 40)$, $\theta \leftarrow (0 \rightarrow \pi, n_\theta)$;
 $\mathbf{q}_{\kappa min} \leftarrow \text{FindKappaMin}(\mathbf{x}_{vec})$;
 $CL \leftarrow \text{CharacLength}(\mathbf{q}_{\kappa min})$;
 $\mathbf{N} \leftarrow \text{diag}(CL^{-1} \mathbf{1}_{1 \times 3}, \mathbf{1}_{1 \times 3})$;
for $i \leftarrow \text{length}(\mathbf{x}_{vec})$ **to** 1 **do** ; // Rmax definition

if $(\exists \text{ IK}(x_{vec}(i)) \text{ and } \kappa(\mathbf{NJ}) < \kappa_{lim})$ **then**
 $R_{max} = x_{vec}(i)$;
 $m \leftarrow i + 1$;
break ;
end

end
for $j \leftarrow m$ **to** 1 **do** ; // Rmin definition

if $(\nexists \text{ IK}(x_{vec}(i)) \text{ or } \kappa(\mathbf{NJ}) > \kappa_{lim})$ **then**
 $R_{min} \leftarrow x_{vec}(j + 1)$;
break ;
end

end
for $i \leftarrow 1$ **to** n_θ **do** ; // Workspace definition

$\mathbf{x}_{rad} \leftarrow (R_{min} \sin \theta(i) \rightarrow R_{max} \sin \theta(i), n_R)^T$;
 $\mathbf{y}_{rad} \leftarrow (R_{min} \cos \theta(i) \rightarrow R_{max} \cos \theta(i), n_R)^T$;
 $\mathbf{xyz}_{ws}((i - 1)n_R + 1 : in_\theta) \leftarrow [\mathbf{x}_{rad} \mathbf{y}_{rad} z_{BAM} \mathbf{1}_{n_R \times 1}]$;
end

return $\mathbf{xyz}_{ws}$, R_{min} , R_{max}

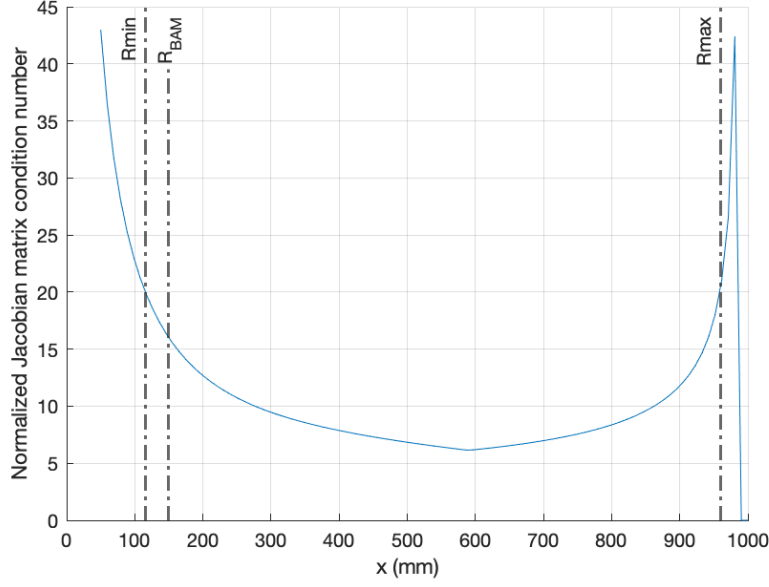


Figure 4.8 Condition number as a function of x for $y = 0$ mm, $z = z_{BAM}$, $a_2 = d_4 = 500$ mm, $d_1 = 50$ mm, $d_6 = 410$ mm.

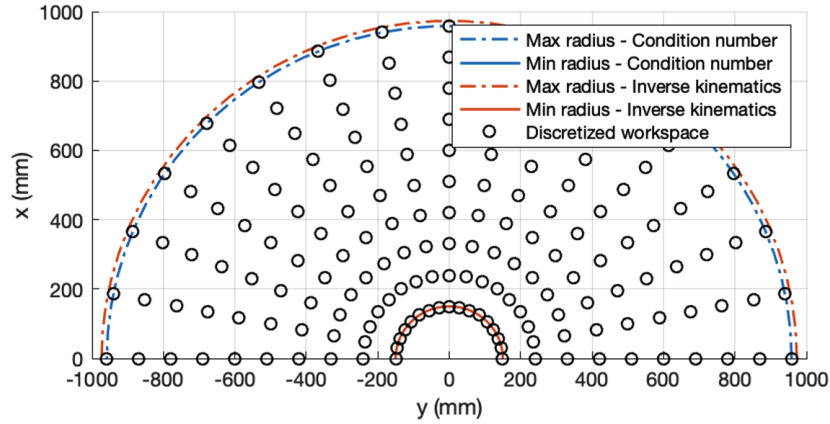


Figure 4.9 Example of edge identification and discretization of the workspace for a well-conditioned robot, $a_2 = 500$ mm, $d_4 = 500$ mm, $d_1 = 50$ mm, $d_6 = 410$ mm. Minimal radius are cropped to R_{BAM} value.

Process Loads

External contact forces stemming from the contact of the tool on the work surface are decomposed into a normal force $\mathbf{f}_N$ acting in the direction of the tool and a tangential force $\mathbf{f}_T$ in the work plane. As the operating workspace is not clearly defined before the optimization is concluded, the tangential force direction is discretized within a circle of radius $\|\mathbf{f}_T\|$

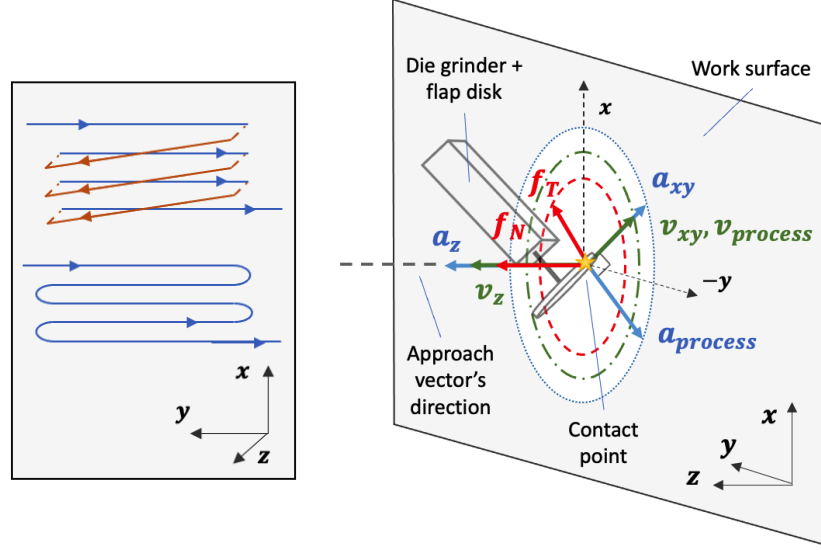


Figure 4.10 Geometry of the load cases : examples of tool trajectories with work surface contact in blue and high-speed non-contact displacements in orange (left). Force, velocity, and acceleration vectors for the three load cases are shown (right).

in the (xy) plane (shown as a red dashed circle in Fig. 4.10). Magnitudes of these forces depend on the material of the surface, abrasive disk/wheel angle, and grinding/polishing parameters : depth of cut, feed, and tool speed. The process is usually studied based on the resulting surface roughness and may require experimental characterizations for every application [41, 43, 46]. The ratio between the normal and tangential forces is a function of the abrasive tilt angle [43]. In this paper, selected maximal bounds for forces are $\|\mathbf{f}_N\| = 20$ N and $\|\mathbf{f}_T\| = 15$ N which match observed values from the literature with regards to the application at hand and the expected depth of cut [41]. These values also fit low to moderate material removal parameters reported with the Scompi robot [46].

The velocity $\mathbf{v}_{\text{process}}$ is assumed constant along the trajectory. During the uniform circular motion (bottom pattern in Fig. 4.10), a centripetal acceleration $\mathbf{a}_{\text{process}} = \mathbf{v}_{\text{process}}^2/R$, phase-shifted 90° from the velocity vector, appears for a radius of gyration R . Chosen velocity and acceleration norms are $\|\mathbf{v}_{\text{process}}\| = 50$ mm/s and $\|\mathbf{a}_{\text{process}}\| = 100$ mm/s². The upper bound for the velocity is the maximum value found for similar robotic applications [41, 43, 46]. The acceleration is evaluated with $R = 25$ mm. In operation, the tool velocity could though before going through such circular part of the trajectory, allowing for a smaller radius under the same acceleration values.

Velocity and acceleration profiles are discretized (green dash-dot and blue dot circles from 0 to 360° in Fig. 4.10). With a number of steps for velocity and tangential force vectors of n

and m respectively, and considering a number of points p_{WS} for the workspace ($p_{WS} = n_\theta n_R$ in Algorithm 1), $n \times m \times p_{WS}$ cases are tested for every simulation.

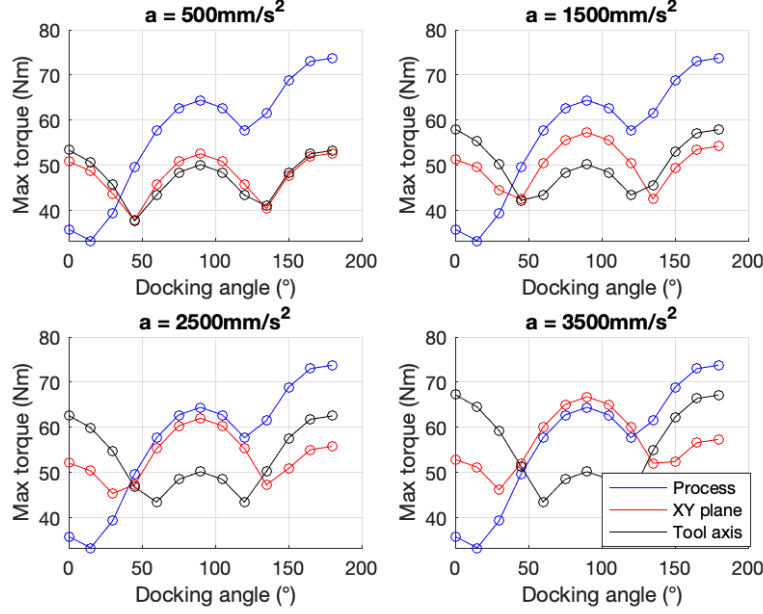


Figure 4.11 Maximum torque in axes 1 to 3 as a function of the docking angle for different values of maximum acceleration (only for non-contact displacements *XY plane* and *Tool axis*), with $a_2 = d_4 = 500 \text{ mm}$, $d_1 = 50 \text{ mm}$, $d_6 = 410 \text{ mm}$, $\|\mathbf{a}_{\text{process}}\| = 100 \text{ mm/s}^2$.

High-Speed Displacements

High velocity / high acceleration simulations also need to be considered, respectively in the work plane and in the direction of the approach vector. In the (xy) plane, Cartesian velocity vector $\mathbf{v}_{xy}$ and acceleration vector $\mathbf{a}_{xy}$ are discretized into m samples. Under linear displacements (see Fig. 4.10), both act in the same direction. During these simulations, $m \times p_{WS}$ points are tested. Data from lightweight cobots (e.g. from Kinova and Universal Robots) were used to estimate boundaries for velocity and acceleration magnitudes at $a_{max} = 1500 \text{ mm/s}^2$ and $v_{max} = 300 \text{ mm/s}$ respectively, both in Cartesian space. The value v_{max} is here greater than Kinova Gen2 maximum linear speed (200 mm/s [7]) but lower than Kinova Gen 3 (500 mm/s) or UR series (1 m/s) values. For a displacement along the tool axis (z axis), only the tool up and down trajectories orthogonal to the (xy) plane are needed. The velocity vector $\mathbf{v}_z$ and acceleration $\mathbf{a}_z$ bounds are the same as for the displacement in the work plane. Thus, $2 \times p_{WS}$ points are simulated.

4.3.5 Lengths and Masses

Masses and lengths of the components are parametrized to simulate static and dynamic loads. A particular attention needs to be paid to the joint masses. An early method used was to sum up the motor and gearhead masses to additional aluminum and steel masses to account for the housing, bearings, and motor shaft modeling. Using a range of Robodrive motors linked to Harmonic Drive gearheads, the tendencies of the masses of required parts for the assembly and lengths of joints were obtained as illustrated in Fig. 4.12.

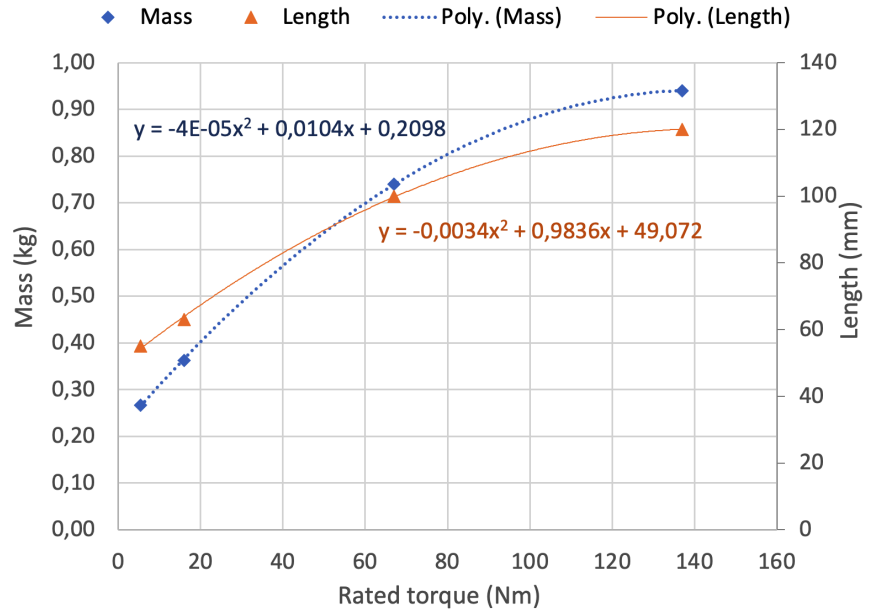


Figure 4.12 Estimation of joint mass (without motor and gearhead) and length based on early designs.

Axis diameters are parametrized as the maximum values of the motors and gearheads diameters. The masses of the drive trains and assembly components are then added to obtain total mass. This two step evaluation helps to select only matching pairs of motors and gearheads. Carbon fiber tubes lengths, d_1 and d_6 , are obtained from DH parameters a_2 and d_4 and from parametrized dimensions of the joints. An additional part is added to each joint to enable assembly of the axes. In the end the robot total mass is evaluated by summing up the masses of the 3 large joint modules (axes 1 to 3), 3 smaller joints (wrist axes), 2 carbon fiber tubes (defined by their linear mass), the EE and a 200 g additional mass for the robot base attachment to the BAM.

4.4 Optimization

A nonlinear constrained optimization algorithm is employed to compute optimal robot arm designs that maximize the workspace for a maximal mass allowance. Optimization techniques used in robotics are numerous and varied [62]. Evolutionary algorithms are frequently an interesting choice for nonlinear constrained problem with diverse objectives, constraints, and with numerous variables [67]. In this work, a genetic algorithm was selected and it differs from examples in the literature [62, 65, 67] by the choice of objective function, the global workspace definition for the evaluation of the constraints and the great variability induced by the docking angles.

4.4.1 Variables

Motors and gearheads selection, for axes 1 to 3 and 4 to 6, and lengths of robot arm and forearm define the optimization variable vector $\mathbf{x} = [x(1) \dots x(6)]^T$:

- $x(1)$: selected motor for axes 1, 2 and 3 ;
- $x(2)$: selected motor for axes 4, 5 and 6 ;
- $x(3)$: selected gearhead for axes 1, 2 and 3 ;
- $x(4)$: selected gearhead for axes 4, 5 and 6 ;
- $x(5)$: DH parameter a_2 , arm length (mm) ;
- $x(6)$: DH parameter d_4 , forearm length (mm).

Components $x(1)$ to $x(4)$ are integers that each refers to a specific component and its characteristics (rated torque, mass, inertia, etc.) while $x(5)$ and $x(6)$ are real bounded positive values : having both integer and real variables defines a Mixed-Integer Programming (MIP) problem. In this paper, 10 motors and 9 gearheads are selected (their main characteristics of interest are shown in Fig. 4.13). Lower and upper bounds for the lengths $x(5)$ and $x(6)$ are respectively 200 mm and 900 mm.

4.4.2 Constraints

The constraints for the optimization can be divided in 25 inequalities that have to be met. These constraints mostly come from the motors and gearheads data that are categorized by mass, torque, and velocity. For instance, the overall mass constraint is written as :

$$m_{arm} \leq m_{limit} \quad (4.9)$$

with m_{arm} the total mass of the robot including the EE and m_{limit} the mass allowance

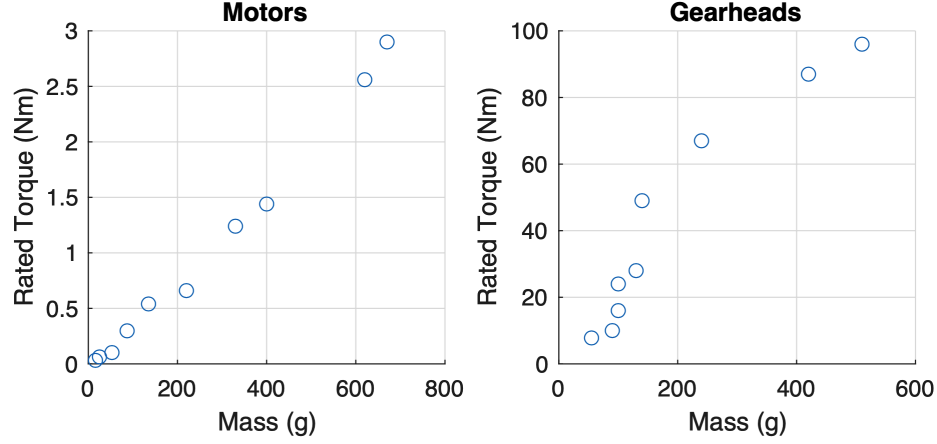


Figure 4.13 Rated torque as a function of the mass for candidate motors (Robodrive ILM series) and gearheads (Harmonic Drive CPL, CSD and CSG series). Components that are heavier, with lighter rated torques, than the selected ones are discarded.

allocated to the robot. For the torques, one has :

$$\begin{cases} \tau_{i=1,2,3} \leq \tau_{rated,x(3)} \\ \tau_{i=4,5,6} \leq \tau_{rated,x(4)} \\ \tau_{mot,i=1,2,3} \leq \tau_{rated,x(1)} \\ \tau_{mot,i=4,5,6} \leq \tau_{rated,x(2)} \end{cases} \quad (4.10)$$

with τ_i the maximum torque at the i^{th} joint (output shaft torque) and $\tau_{mot,i}$ the maximum torque on the i^{th} motor shaft for $i = 1 \dots 6$. These torque constraints must be met for the entire workspace and for all load cases. The constants $\tau_{rated,x(i)}$ are the rated torques for the components $x(1)$, $x(2)$ (motors) and $x(3)$, $x(4)$ (gearheads). Finally, the velocity constraints are :

$$\begin{cases} \omega_{i=1,2,3} N_{x(3)} \leq \omega_{rated,x(1)} \\ \omega_{i=4,5,6} N_{x(4)} \leq \omega_{rated,x(2)} \\ \omega_{i=1,2,3} N_{x(3)} \leq \text{Max Input Speed}_{x(3)} \\ \omega_{i=4,5,6} N_{x(4)} \leq \text{Max Input Speed}_{x(4)} \end{cases} \quad (4.11)$$

with ω_i the maximum joint velocity for $i = 1 \dots 6$ in the entire workspace for every velocity vector direction, $N_{x(3)}$ and $N_{x(4)}$ are the gearhead reduction ratios, $\omega_{rated,x(1)}$ and $\omega_{rated,x(2)}$ are the motor speeds at rated torques and $\text{Max Input Speed}_{x(3)}$ and $\text{Max Input Speed}_{x(4)}$ are

the maximum input speeds acceptable for the gearheads.

4.4.3 Objective Function

The fitness function used as the objective for the optimization is the inverse of the area of the workspace. This optimization problem is defined by :

$$\min_{\mathbf{x}} \begin{cases} f(\mathbf{x}) = \frac{2}{\pi(R_{max}^2 - R_{min}^2)} \\ \text{Subject to Eqs. (4.9) - (4.11)} \end{cases} . \quad (4.12)$$

A multi-objective optimization was created by including the total mass as a function to also minimize :

$$\min_{\mathbf{x}} \begin{cases} f_1(\mathbf{x}) = \frac{2}{\pi(R_{max}^2 - R_{min}^2)} \\ f_2(\mathbf{x}) = \sum m_{joints} + \sum m_{links} + m_{EE} + m_{base} . \\ \text{Subject to Eqs. (4.9) - (4.11)} \end{cases} . \quad (4.13)$$

4.4.4 Optimization Procedure

The optimization procedure illustrated in Fig. 4.14 was conducted to obtain an optimal robot design for one docking angle. The procedure relies on a Multi-Objective Genetic Algorithm (MOGA) to compute a range of optimal designs and to define optimal mass allowances. A Genetic Algorithm (GA) was used to converge to one optimal solution followed by an interior-point algorithm for small improvements on optimized $x(5)$ and $x(6)$ values. Minor changes are made between the MOGA and GA : Eq. (4.13) defines the bi-objective functions for the MOGA and Eq. (4.12) is the single-objective function for the GA while the constraint functions are similar. For the interior-point algorithm, the first four optimization variables are held constants but the optimization constraints remain the same. All algorithms are run using parallel computing and the fast restart parameter is used for simulations in Mathworks Simulink. MIP is managed for MOGA and GA. In the first case, it is treated by rounding variables $x(1)$ to $x(4)$ every time the constraint and fitness functions are called. For the GA, the problem is dealt natively by the software.

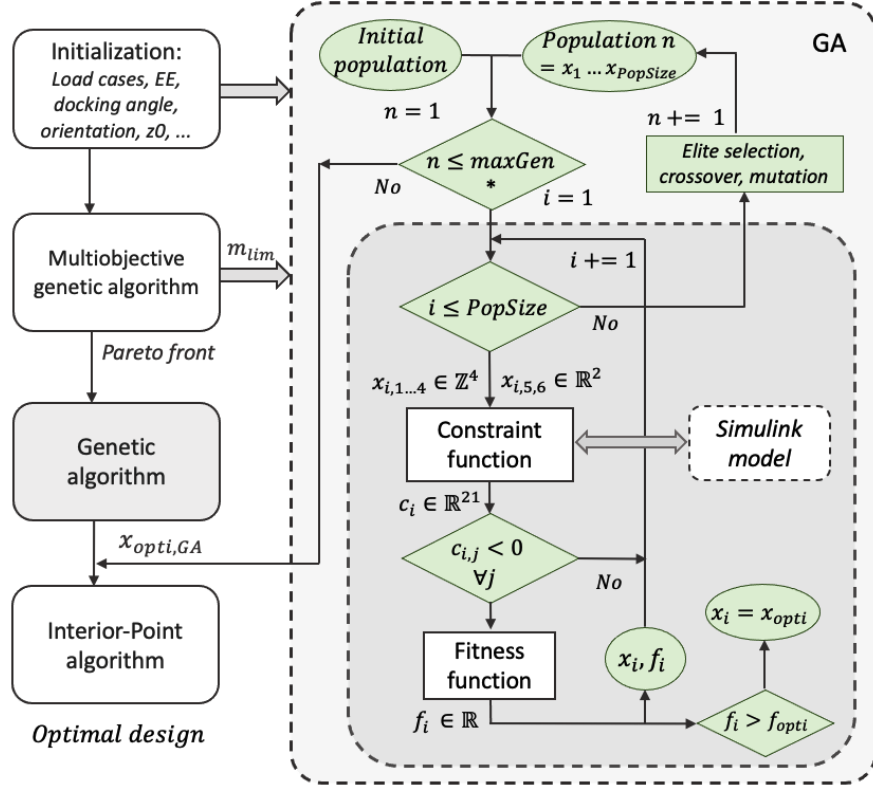


Figure 4.14 General optimization procedure (left) and details on the genetic algorithm procedure (right). Variable $maxGen$ is the maximum number of generations, $PopSize$ is the number of individuals in a population. For readability, maximum stall generations is not shown.

4.5 Results

4.5.1 Pareto Front using MOGA

For MOGA runs, the fitness and constraint functions are defined with Eq. 4.13, the population size is 1200, maximum number of generations is 100 and maximum stall generations is 15. Other options are left to default values (constraint tolerance = 10^{-3} , crossover fraction = 0.8, Pareto fraction = 0.35, etc). Maximum mass m_{lim} is 9.5 kg. Solutions are compiled in Fig. 4.15 for ground, wall and reversed docking. Maximum work surfaces are 2.18 m^2 for 0° , 1.50 m^2 for 90° , 1.28 m^2 for 180° . Three distinct regions of optimal designs are found for each docking case. Gaps are indicative of a change in the optimal solution for discontinuous variables x_1 to x_4 .

Maximum work surface solution in reversed docking (yellow star) results in a robot mass over 9.1 kg. Compared to the second-largest work surface (on the first vertical line), only 0.004 m^2 are gained but 500 g are lost for the drone's payload. For wall docking, a surplus of 100 g

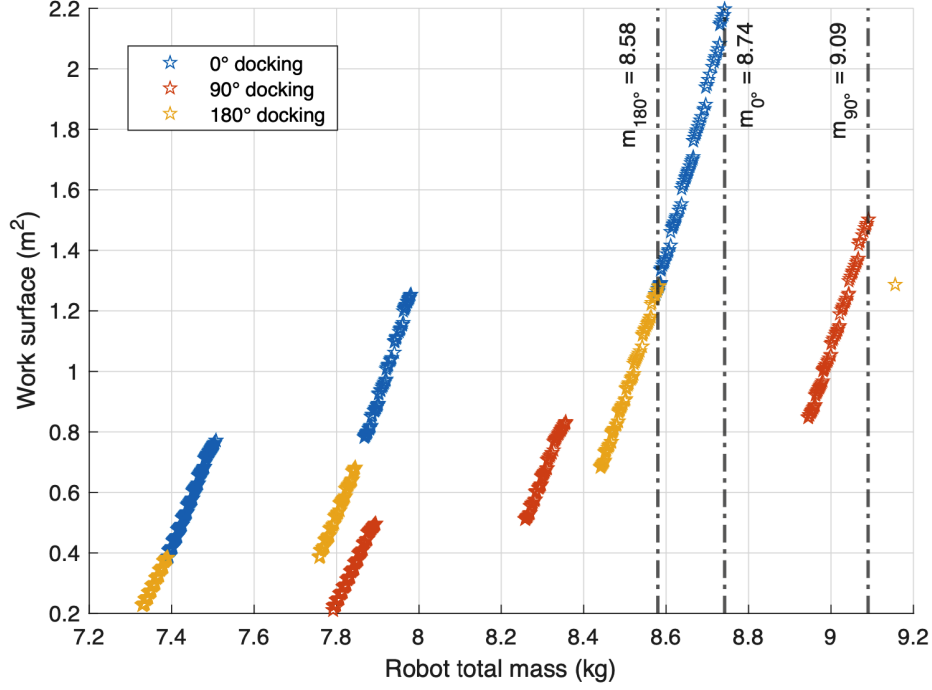


Figure 4.15 Pareto fronts for ground, wall and reversed docking. Dash-dot vertical lines are the mass limits used to define m_{lim} for GA optimizations.

in the 9 kg limit allows a 50% work surface gain. For these reasons, MOGA solutions were used to tighten and adapt the mass limits to each docking scenario, before evaluating only one optimized solution for each case.

4.5.2 Optimal Designs

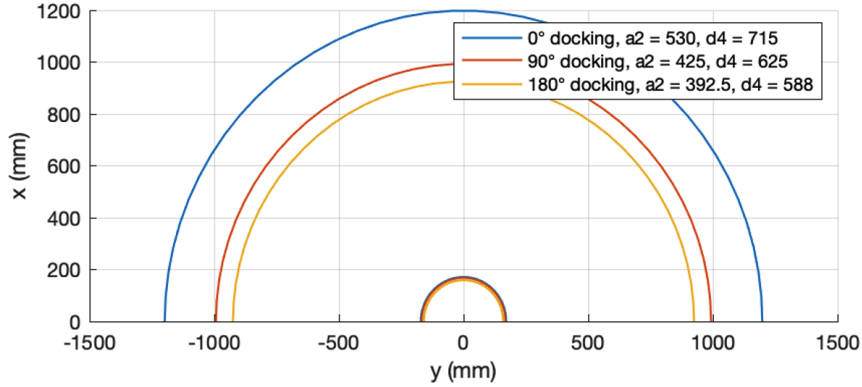
For GA runs, the fitness and constraint functions is defined with Eq. 4.12, population size is 1000, generation limit is 100, maximum stall generations is 20, crossover fraction is 0.7 and elite count is $0.05 \times \text{population size}$. For the interior-point algorithm, Matlab fmincon solver default options are used. Optimal solutions for ground, wall, and reversed docking are presented in Tab. 4.3 and Fig. 4.16 as results of the combination of GA outputs (for optimized x_1 to x_4 component choices and estimations of x_5 and x_6) and interior-point algorithm outputs (optimized x_5 and x_6 values).

For 180° docking, 73001 function evaluations were required for the GA against 194 for the interior-point algorithm. With 6 variables, wide bounds for lengths, numerous candidate components and a strict mass constraint, the vast majority of GA's individuals are unfeasible solutions and the proper functioning of the optimization in early generations is due to the randomness of the candidate individuals. In Tab. 4.3, ground and reversed docking require

Tableau 4.3 Optimal designs for 0° , 90° and 180° docking scenarios

Docking scenario	x_1 (Motor)	x_2 (Motor)	x_3 (Gearhead)	x_4 (Gearhead)	x_5 (mm)	x_6 (mm)	S_{GA} (m^2)	$x_{5,opti}$ (mm)	$x_{6,opti}$ (mm)	S_{opti} (m^2)	m (kg)
0°	ILM-50x14	ILM-38x06	CPL-25	CPL-14	523	701	2.16	530	715	2.22	8.75
90°	ILM-50x14	ILM-50x08	CPL-25	CSD-17	428	618	1.50	425	625	1.513	9.09
180°	ILM-50x14	ILM-38x06	CPL-25	CPL-14	372	606	1.26	392.5	588	1.304	8.59

the same joints designs, while the wall docking case necessitates stronger wrist axes. Choosing specific a_2 and d_4 values for every docking case heavily influences the work surface (see Fig. 4.16). The observed trend is to have $d_4 > a_2$ ($x_6 > x_5$), as it brings the mass of the third axis closer to the robot base.

Figure 4.16 Optimal workspaces for 0° , 90° , and 180° docking.

Additional results are presented in Tab. 4.4 to evaluate the degradation of performances if the joint designs are common to all docking cases. The stronger wrist design from 90° docking scenario is kept with ILM-50x08 motor and CSD-17 Harmonic Drive gearhead. Optimal lengths (x_5, x_6) are evaluated for different initial estimates and best results are kept. Predictably, under higher wrist masses, workspaces for 0° and 180° dockings decrease while total masses increase.

Keeping 90° docking optimal joint values (Tab. 4.3), the constraint distribution and fitness function values can be analyzed through a mapping into the (x_5, x_6) plane. Maximum x_6 values as functions of x_5 and associated work surfaces are presented in Fig. 4.17. Optimal (x_5, x_6) lengths are approached without initial estimates, but with less precision and a more time-consuming method than with the interior-point algorithm. In this case, a loss of under

Tableau 4.4 Optimal designs for 0° and 180° dockings using wall docking optimized x_1 to x_4 values (Table 4.3)

Docking scenario	x_5 (mm)	x_6 (mm)	S (m ²)	m (kg)	ΔS (%)	Δm (%)
0°	478	672	1.89	9.15	-14.8	+4.4
180°	360	572	1.15	9.02	-11.5	+4.8

10% of the work surface (compared to the optimal value) is obtained for $x_5 \in [350 \text{ } 530]$ mm. The decisive constraint, in Fig. 4.17, over the entire range of optimal (x_5, x_6) pairs is the maximal admissible torque of the first joint gearhead. Using an average torque measure at the output shaft would significantly increase the work surface.

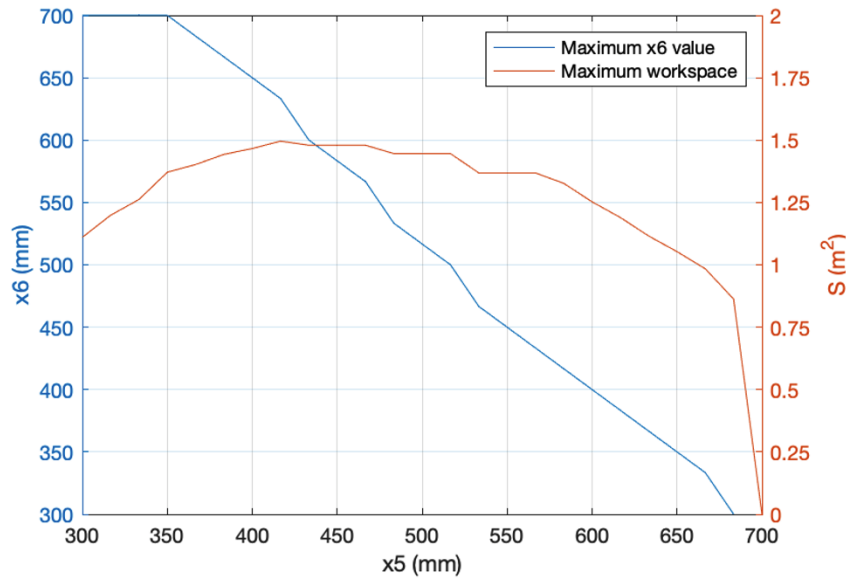


Figure 4.17 Maximum forearm length x_6 and maximum work surface S as functions of x_5 using wall docking optimal components and direction of gravity. The (x_5, x_6) plane is mapped using a 16 mm step from 300 to 700 mm (625 function evaluations).

CAD models of the two optimal joints for wall docking scenario are shown in Fig. 4.18. In each joint, blue parts rotate with the rotor, red parts are fixed to the flexspline of the Harmonic Drive and light grey parts are static in the joint reference frames. Comparisons between estimated masses during optimization, and precise masses obtained from CAD modelling of the joints and the whole robot are presented in Tab. 4.5. Small errors come from minor changes made to optimize the mass or to improve mechanical properties (wear and tear, heat dissipation, controller of larger width with a thinner housing, etc.).

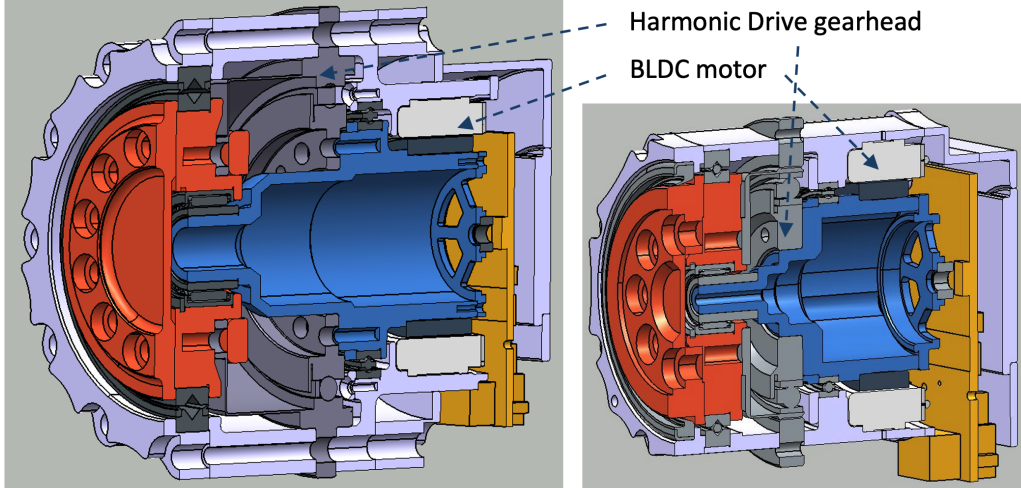


Figure 4.18 Section views of the large joint (left) and the smaller joint (right) designed with the optimal component selection from the 90° docking.

Tableau 4.5 Comparison between estimated masses and lengths from the simulation and the final 3D model

Model	Joint 1 mass	Joint 2 mass	Joint 1 length	Joint 2 length	Robot total mass
Simulation	1102 g	553 g	99.7 mm	56.5 mm	6394 g
CAD	1169 g	499 g	97.4 mm	69 mm	6320 g
Difference	+6.1%	−9.8%	−2.3%	+22%	1.2%

With the mass matching between CAD and simulation, actual payload evaluation is anticipated to stay close to the multibody simulations. In comparison with Fig. 4.2, results are expected to be better for every orientation of gravity than what has been observed in the literature (see Fig. 4.19). The physical limit of the Payload $\times$ Reach index is seen, as shown in the reversed docking in Fig. 4.19 which performs 30% better than ground docking because of its lower reach (meaning lower gravity efforts from the arm) and higher payload.

4.6 Conclusion

Optimized ultralightweight robot designs have been obtained in this paper through optimal choices of components, as discrete variables defining joint modules, and optimal geometric parameters. Worst load cases have been computed on a 2D workspace with specific requirements induced by the targeted process, system kinematics, and docking surface. Pareto fronts have been computed through simultaneous optimization of the work surface and robot

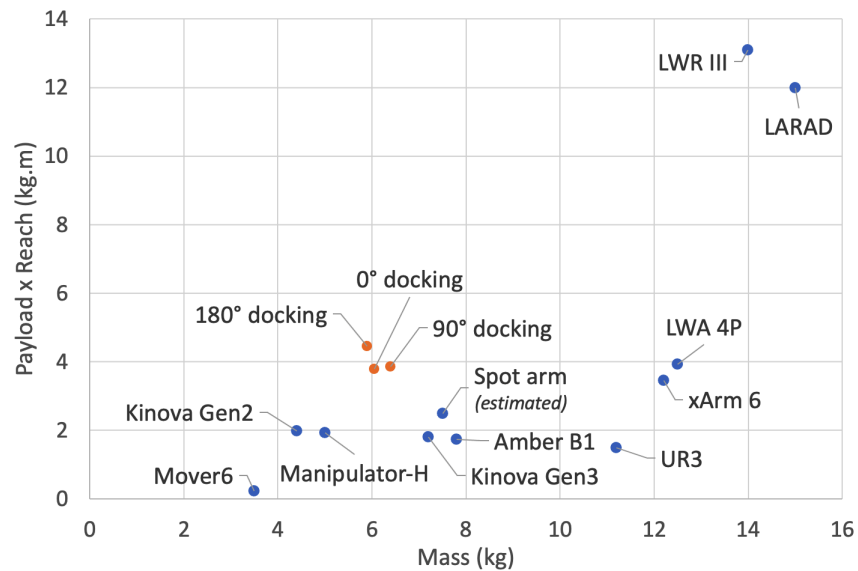


Figure 4.19 Payload $\times$ Reach as a function of mass for a selection of light robots, with the proposed optimized dimensions for the 3 docking cases. Payloads are evaluated under Cartesian accelerations in full reach configurations.

mass to yield a selection of optimal designs as functions of the UAV's maximum payload. Promising Payload $\times$ Reach performances are obtained in simulation with designs under 10 kg. The 3D model of the aerial platform in a scenario of deployment on a wind turbine is shown in Fig. 4.20.

Acknowledgment

The authors would like to acknowledge the financial support of the NRC's Integrated Aerial Mobility program¹.

1. <https://nrc.canada.ca/en/research-development/research-collaboration/programs/integrated-aerial-mobility-program>



Figure 4.20 3D renders of the robot arm during the approach phase of the drone (top) and in operation on a wind turbine (bottom). The robot is designed with 90° docking optimal dimensions.

CHAPITRE 5 MÉTHODOLOGIE ET RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES

Par la limitation de la longueur de l'article présenté au chapitre précédent, peu de détails ont été apportés sur l'élaboration du problème d'optimisation ainsi que sur la conception mécatronique du robot. Ce chapitre se focalise dans un premier temps sur les travaux d'optimisation : les étapes nécessaires pour la mise au point des algorithmes sont discutées, suivi de travaux supplémentaires d'extensions du choix des variables. Ensuite, des définitions de contraintes supplémentaires sont proposées dans le but d'augmenter les capacités des algorithmes. Dans un second temps, la conception du robot est détaillée, d'une part au niveau des articulations, d'autre part au niveau de l'assemblage complet.

5.1 Résultats complémentaires de l'optimisation

5.1.1 Aspects de méthodologie

La méthodologie permettant de déterminer les solutions optimales est donnée au chapitre 4. Néanmoins, le cheminement qui a permis d'aboutir à la définition de la routine d'optimisation n'est pas mentionné. Il est précisé dans cette section.

Premièrement, un problème d'optimisation plus simple de minimisation de la masse du robot, se basant sur un choix optimal des moteurs et des réducteurs (x_1 à x_4 au chapitre 4), a été défini. Ce premier problème a permis de valider l'algorithme à utiliser pour l'optimisation, la paramétrisation du robot, le premier choix des contraintes et les sous-fonctions nécessaires pour leurs calculs. D'excellentes performances sont obtenues avec l'algorithme pattern search (implémenté à l'aide de l'Optimization Toolbox de Matlab), avec la méthode de recherche Global Pattern Search (GPS). Cette méthode n'est pas conservée dans le problème final en programmation mixte car les résultats n'étaient pas répétables, et l'algorithme peu efficace dans ses modifications des valeurs du vecteur d'optimisation $\mathbf{x}$. Les réglages de la taille et de l'expansion de la grille de recherche de solutions ont été modifiées, sans constater de nettes améliorations des performances en retour.

À partir du besoin de concevoir un bras robotique ultraléger à charge utile élevée, initialement, des performances cinématiques très faibles étaient attendues : pour réduire les temps de calcul, les premiers dimensionnements ont été réalisés avec une évaluation des couples aux articulations en réponse à des charges statiques. Ces couples sont obtenus analytiquement à partir, d'une part, de la contribution de la gravité (requérant la définition des positions des centres de masse), d'autre part, des efforts à l'effecteur (transmis aux articulations à l'aide

de la matrice jacobienne du robot). Dans ce cas, les contraintes sont évaluées sans appel du modèle Simulink présenté à la figure 4.7. La figure 4.11 de l'article permettait initialement d'évaluer l'importance des couples liés à l'inertie du robot.

Les contraintes calculées dans les algorithmes peuvent être étudiées par leur représentation sur un espace (x_5, x_6) discrétisé, pour un choix d'articulations constant, comme celles de la figure 5.1. À titre d'exemple, ces visuels ont permis de mesurer l'importance du calcul de conditionnement sur l'espace de travail. Avant de l'ajouter, pour certains couples (x_5, x_6) , de façon très irrégulière, le robot s'approchait trop d'une position singulière et dépassait directement les contraintes en vitesse.

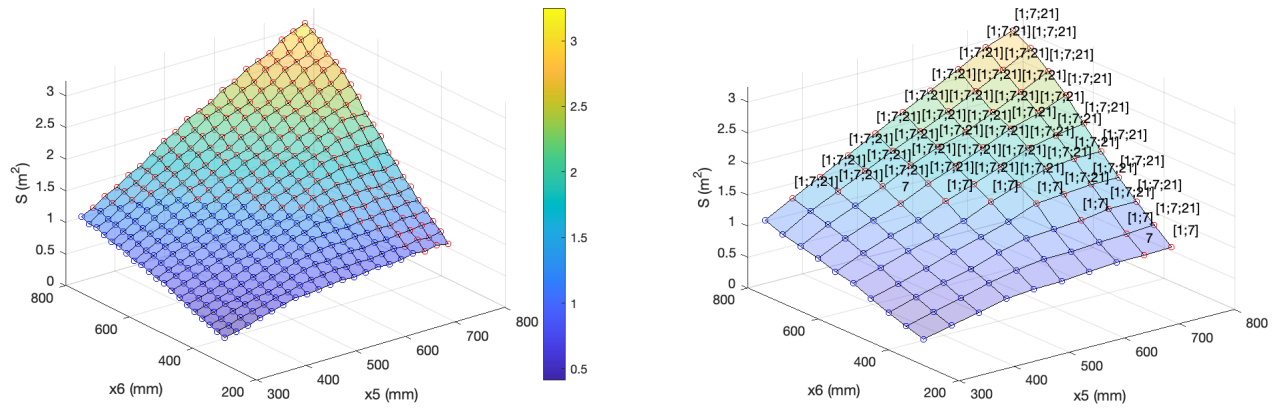


Figure 5.1 Surface de travail obtenue pour un balayage de l'espace (x_5, x_6) , pour un accostage à 90° .

Sur la figure 5.1, la définition des articulations est celle de la solution optimale du cas d'accostage contre un mur présentée au chapitre 4. Les fonctions objectif et contrainte sont celles du chapitre précédent. Les points bleus représentent les solutions respectant toutes les contraintes. À droite, avec un balayage de x_5 et x_6 moins fin par soucis de lisibilité, les numéros des contraintes limitantes (non respectées) sont indiqués à côté des points rouges. La contrainte 1 représente ainsi le couple sur l'arbre moteur de l'axe 1, la 7 le couple de sortie de ce même axe et la 21 la masse totale du robot.

Au regard des très bons résultats qui sont obtenus avec les fronts de Pareto, notamment avec de très bonnes répétabilités dans le choix des articulations, une procédure plus systématique d'évaluation de solutions optimales pourrait être utilisée. L'identification (inchangée) du front de Pareto pour un angle d'accostage pourrait être combinée directement à des recherches de couples (x_5, x_6) optimaux pour les différentes combinaisons d'articulations proposées sur le

front de Pareto.

5.1.2 Ajout de variables d'optimisation

Des problèmes d'optimisation à plus de six variables sont étudiés, en partie pour s'assurer que les résultats obtenus avec un problème plus simple sont bons, mais aussi pour essayer de trouver des solutions plus performantes.

L'axe 3 du robot (axe du coude) est généralement surdimensionné pour les différentes solutions proposées au chapitre précédent. En effet, dans les pires cas de chargement avec des poses du robot éloignées de la base, par les contributions de la gravité, les axes 1 et 2 semblent être toujours plus chargés que l'axe 3. Le problème d'optimisation présenté au chapitre 4 est revisité en ajoutant un choix séparé de moteur et de réducteur pour l'axe 3 :

- $x(1), x(2)$: moteur et réducteur des axes 1 et 2 ;
- $x(3), x(4)$: moteur et réducteur de l'axe 3 ;
- $x(5), x(6)$: moteur et réducteur des axes 4, 5 et 6 ;
- $x(5), x(6)$: longueurs du bras (a_2) et de l'avant-bras (d_4).

La solution obtenue à partir d'une optimisation par algorithme génétique sur les 8 variables, suivie d'une optimisation de x_7 et x_8 seulement par méthode de points intérieurs, dans le cas d'accostage contre un mur est présentée dans les tableaux 5.1 et 5.2 :

Tableau 5.1 Solution optimale du problème à huit variables, accostage à 90°.

$[x_i]_{i=1\dots 6}$	x_7 (mm)	x_8 (mm)	S_{GA} (m ²)	$x_{7,opti}$ (mm)	$x_{8,opti}$ (mm)	S_{opti} (m ²)	m (kg)
[5 7 4 6 4 3]	453	589	1.497	431	624	1.522	8.78

Tableau 5.2 Définition des articulations de la solution de l'optimisation à huit variables.

Axe	Moteur	Réducteur	Couple nominal (Nm)	Masse (g)
1 et 2 (x_1, x_2)	ILM50x14	CPL-25-2A	67	1102
3 (x_3, x_4)	ILM50x08	CPL-20-2A	38.1	775
4, 5 et 6 (x_5, x_6)	ILM50x08	CSD-17-2A	16	553

Les résultats du tableau 5.2 sont comparés à ceux du tableau 4.16 du chapitre 4. Les solutions des deux problèmes d'optimisation obtenues en sortie de l'algorithme génétique donnent des surfaces de travail égales. En pratique, l'ajout des deux variables entières x_3 et x_4 perturbe la convergence des longueurs des membrures x_7 et x_8 vers des valeurs optimales. La solution

optimisée par points intérieurs n'augmente la surface de travail que de 0.01 m^2 , ce qui est négligeable, mais permet tout de même une réduction de la masse du robot d'environ 300 g. Les longueurs des membrures étant les mêmes, cette différence provient seulement de la réduction de la masse de l'axe 3.

Les problématiques liées à une optimisation à 14 variables, avec un choix de moteur et de réducteur différent pour chaque axe, sont discutées au chapitre 6. En dehors des choix des composants pour les articulations et des longueurs du bras et de l'avant bras, certaines dimensions peuvent être ajoutées comme variable d'optimisation, par exemple : la distance de la base de l'outil au plan de travail, une longueur d'excentricité de l'outil, ou encore l'épaisseur des tubes en fibre de carbone.

5.1.3 Contraintes supplémentaires

L'ajout de contraintes à valider pour chaque proposition d'un vecteur $\mathbf{x}$ permettrait de contrôler plus de performances du robot et ainsi d'aller plus loin dans l'optimisation de sa masse, de sa surface de travail ou de ses performances cinématiques.

Les déformations et les contraintes mécaniques maximales d'un robot déplaçant une charge utile sont calculées dans [48] pour s'assurer du bon comportement structurel d'une solution. L'évaluation de ces contraintes est coûteuse en temps, car elle requiert généralement l'utilisation d'un logiciel de calculs par éléments finis à chaque itération de l'algorithme. D'un autre côté, elle permet l'ajout de variables amenant une diminution de la masse du robot : épaisseur et diamètre extérieur des tubes en carbone, dimensions d'évidements optimisées sur certaines pièces, etc. Sans ajout d'une nouvelle variable d'optimisation (comme l'épaisseur des tubes), une contrainte de déformation maximale pourrait cependant directement nuire à la maximisation de la portée du robot. Les algorithmes génétiques étant trop coûteux en nombre d'évaluations de la fonction contrainte, l'ajout d'un logiciel extérieur pour le calcul de ces contraintes nécessiterait probablement de revoir le choix de l'algorithme d'optimisation.

Des contraintes plus spécifiques à l'intégration du robot sur le drone sont envisagées, que ce soit par la vérification de capacités de repli du bras avec une mesure de compacité, pour le choix d'une configuration ramenant le centre de masse du système complet plus au milieu des rotors du drone en vol, ou encore pour s'assurer qu'il n'y ait pas de collision avec le drone lors de l'utilisation du bras. Des connaissances supplémentaires de l'environnement sur lequel le robot serait intégré, et même des capacités d'un premier prototype étaient nécessaires pour ajouter l'une de ces contraintes au centre du problème d'optimisation.

Au chapitre 4, l'évaluation d'un rapport a_2/d_4 optimal n'est contraint que par deux résultats

intuitifs. Premièrement, les deux longueurs doivent être dans le même ordre de grandeur pour atteindre un maximum de point de l'espace de travail, tout en conservant un bon conditionnement. Dans un deuxième temps, les bras de levier provenant des poids des articulations étant très limitant dans le choix des composants, la diminution de la distance entre la base du robot et l'axe 3, en posant $a_2 < d_4$, mène à une diminution des couples nécessaires aux axes 1 et 2, et donc une augmentation de la portée. Ces deux résultats sont retrouvés sur la figure 4.17 au chapitre 4. L'ajout d'une contrainte venant déterminer un choix optimal de ratio a_2/d_4 d'une autre manière a été étudiée au travers de mesures de manipulabilité, de raideur, et de transmission des efforts [58, 59, 70–72].

Contrainte de manipulabilité

La mesure de manipulabilité de Yoshikawa [59] permet d'assurer une bonne dextérité du robot dans toutes ses directions. À partir de la définition de l'ellipsoïde de manipulabilité à l'outil, il est possible de privilégier une bonne dextérité dans certaines directions, notamment dans le plan de travail du robot.

Soit le passage des vitesses dans l'espace articulaire aux vitesses dans l'espace cartésien à partir de la matrice jacobienne du robot, déjà présenté au chapitre 4, $\mathbf{v} = \mathbf{J}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}}$. L'ellipsoïde de manipulabilité représente l'ensemble des vecteurs de vitesse à l'effecteur $\mathbf{v}$, dans l'espace cartésien, réalisables sous une valeur de norme des vitesses aux axes du robot $\dot{\mathbf{q}}$:

$$\|\dot{\mathbf{q}}\| = \sqrt{\dot{q}_1^2 + \dot{q}_2^2 + \dot{q}_3^2 + \dot{q}_4^2 + \dot{q}_5^2 + \dot{q}_6^2} \leq 1 \iff \dot{\mathbf{q}}^T \dot{\mathbf{q}} \leq 1 \quad (5.1)$$

À partir de cette équation et de l'expression de la matrice jacobienne :

$$\mathbf{v}^T (\mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{J}(\mathbf{q})^T)^{-1} \mathbf{v} \leq 1 \quad (5.2)$$

En conservant une orientation du poignet fixe, on se limite à l'étude des vitesses linéaires v_x , v_y et v_z . La matrice jacobienne est tronquée à ses trois premières lignes. La mesure de manipulabilité de Yoshikawa, notée w , est évaluée [59] :

$$w = \sqrt{\det(\mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{J}(\mathbf{q})^T)} \quad (5.3)$$

Cette mesure est proportionnelle aux longueurs des directions principales de l'ellipsoïde. w sera maximale quand les vecteurs principaux de l'ellipsoïde auront des normes proches. Dans l'évaluation de la manipulabilité dans le plan de travail, la vitesse selon z est nulle. L'ellipsoïde de manipulabilité centrée sur l'effecteur est coupée par un plan $\mathbf{z} = 0$. L'intersection des deux

forme une ellipse définie selon $\mathbf{x}$ et $\mathbf{y}$:

$$\begin{bmatrix} v_x & v_y & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & / \\ A_{21} & A_{22} & / \\ / & / & / \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_x \\ v_y \\ 0 \end{bmatrix} = 1 \quad (5.4)$$

Avec A_{11} , A_{12} , A_{21} , A_{22} les éléments de $(\mathbf{J}\mathbf{J}')^{-1}$. On trouve l'équation d'ellipse suivante :

$$A_{11}v_x^2 + (A_{12} + A_{21})v_xv_y + A_{22}v_y^2 = 1 \quad (5.5)$$

Les rayons principaux a et b de cette ellipse ont pour expression :

$$a, b = \frac{\sqrt{2(A_{11} + A_{22})} \pm \sqrt{(A_{11} - A_{22})^2 + (A_{12} + A_{21})^2}}{4A_{11}A_{22} - (A_{12} + A_{21})^2} \quad (5.6)$$

L'aire de l'ellipse définie avec l'équation (5.5), notée $A_{ellipse}$, est une mesure de la manipulabilité du robot dans son plan de travail, et s'écrit :

$$A_{ellipse} = \frac{2\pi}{\sqrt{4A_{11}A_{22} - (A_{12} + A_{21})^2}} \quad (5.7)$$

L'orientation de l'ellipse par rapport au repère de la base du robot peut être recherchée pour privilégier une seule direction de travail. Soit une rotation d'un angle θ selon $\mathbf{z}_0$ permettant de passer du repère principal de l'ellipse noté $(EE, \mathbf{x}', \mathbf{y}')$ au repère $(EE, \mathbf{x}_0, \mathbf{y}_0)$. v_x et v_y sont exprimés en fonction de x_e et y_e , les composantes de l'ellipse dans son repère principal :

$$\begin{cases} v_x = \cos \theta x_e + \sin \theta y_e \\ v_y = -\sin \theta x_e + \cos \theta y_e \end{cases} \quad (5.8)$$

L'ellipse peut alors s'écrire :

$$\frac{x_e^2}{a} + \frac{y_e^2}{b} = 1 \quad (5.9)$$

En remplaçant v_x et v_y dans l'équation (5.5) :

$$\begin{aligned} A_{11}(\cos^2 \theta x_e^2 + 2 \cos \theta \sin \theta x_e y_e + \sin^2 \theta y_e^2) + (A_{12} + A_{21})(\cos \theta x_e + \sin \theta y_e)(-\sin \theta x_e + \cos \theta y_e) + \\ A_{22}(\sin^2 \theta x_e^2 - 2 \sin \theta \cos \theta x_e y_e + \cos^2 \theta y_e^2) = 1 \end{aligned} \quad (5.10)$$

Par homogénéité entre les équations (5.9) et (5.10), les composantes en $x_e y_e$ doivent être

nulles, ce qui permet de trouver l'expression de θ :

$$(2A_{11} \cos \theta \sin \theta + (A_{12} + A_{21})(\cos^2 \theta - \sin^2 \theta) - 2A_{22} \sin \theta \cos \theta) \cdot v_x v_y = 0$$

$$\cos 2\theta(A_{12} + A_{21}) = \sin 2\theta(A_{11} - A_{22})$$

$$\tan 2\theta = \frac{A_{12} + A_{21}}{A_{11} - A_{22}} \iff \theta = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{A_{12} + A_{21}}{A_{11} - A_{22}}\right) \quad (5.11)$$

Manipulabilité dans le plan de travail

Pour les résultats de cette partie, le choix d'articulation est celui obtenu en solution optimale du cas d'accostage à 90° . La somme des longueurs a_2 et d_4 est constante, fixée à $a_2 + d_4 = 1000$ mm. Le tracé d'une première ellipsoïde de manipulabilité est présenté sur la figure 5.2. La direction de l'outil reste orthogonale à la surface de travail.

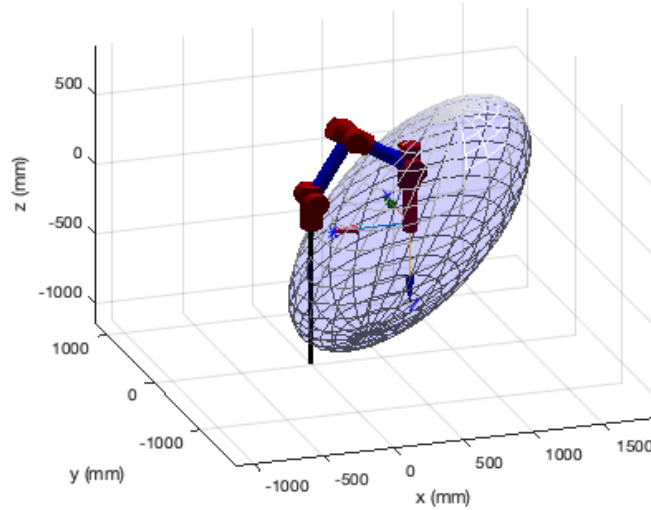


Figure 5.2 Tracé de l'ellipsoïde de manipulabilité pour une position de l'outil $\mathbf{p} = [500 \ 0 \ -200]$ mm.

Les figures 5.3 et 5.4 introduisent deux critères faisant varier la forme de l'ellipsoïde :

- La position du robot sur l'espace de travail (5.3) ;
- Le rapport des longueurs du bras et de l'avant-bras a_2/d_4 (5.4).

Une dextérité optimale est recherchée en chaque point de l'espace de travail, simplifié ici à l'étude d'un seul de ses rayons (les mêmes résultats sont observés pour toute valeur de θ_1). Les deux définitions de la manipulabilité, par le déterminant de la matrice jacobienne, équation

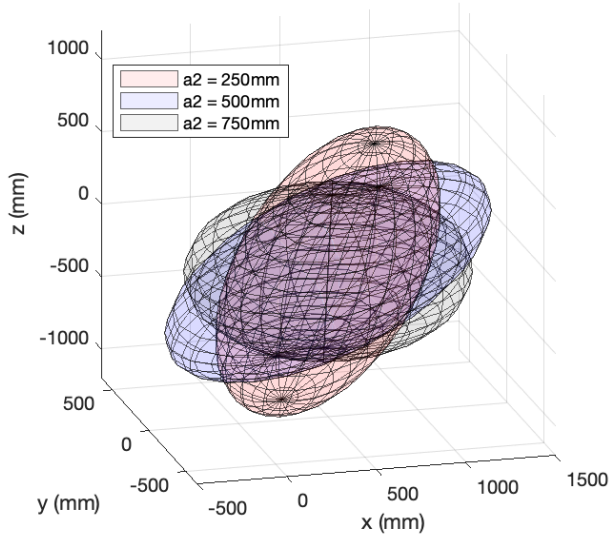


Figure 5.3 Dimensions de l'ellipsoïde de manipulabilité en fonction du pourcentage de la longueur a_2 , $p = [500 \ 0 \ -200]$ mm.

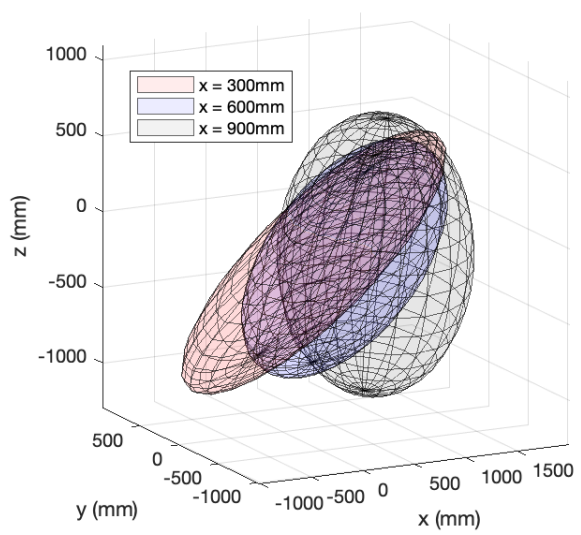


Figure 5.4 Dimensions de l'ellipsoïde de manipulabilité en fonction de la position désirée en x , $a_2 = d_4 = 500$ mm, $y = 0$ mm, $z = -200$ mm.

(5.3), et l'aire de l'ellipse, équation (5.7), permettent d'obtenir des ratios a_2/d_4 optimaux, sur les figures 5.5 et 5.6. Ces mesures de manipulabilité sont difficiles à considérer sur l'intégralité de l'espace de travail : en effet, entre les rayons proches de la base et les rayons qui en sont éloignés, les tendances de rapports optimisant la manipulabilité sont contraires. Les moyennes de manipulabilité sur un rayon de l'espace de travail sont évaluées sur la figure 5.6. Dans ces cas, les représentations des rapports de longueurs qui optimisent la manipulabilité sont plus exploitables. Pour expérimenter sur l'algorithme d'optimisation, le choix d'un rapport a_2/d_4 valide peut être restreint à l'intervalle des ratios optimaux des deux mesures de manipulabilité (plus ou moins un certain pourcentage de a_2). Une telle définition reste assez vague et ralentit la convergence de l'algorithme.

Ellipsoïde de force, évaluation de la raideur

La relation permettant de passer des vitesses articulaires aux vitesses cartésiennes trouve son équivalent dans l'expression des efforts à l'outil dans les espaces cartésien et articulaire :

$$\tau = J(q)^T f \quad (5.12)$$

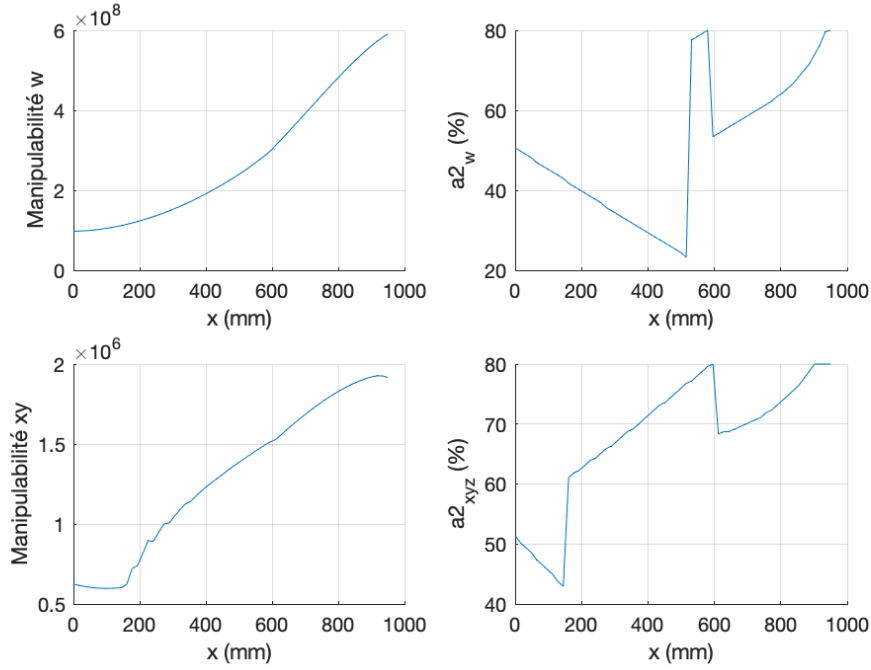


Figure 5.5 Étude de la manipulabilité sur un rayon de l'espace de travail ($y = 0$ mm). Affichage de la manipulabilité w en haut à gauche, du pourcentage de longueur de a_2 donnant la meilleure manipulabilité en haut à droite. En bas, les mêmes résultats sont présentés pour la manipulabilité dans le plan ($\mathbf{xy}$).

Une ellipsoïde de transmission des efforts, réciproque à l'ellipsoïde de manipulabilité (n'apportant donc pas plus de résultats), peut être définie pour évaluer la capacité d'un robot à soutenir un effort à l'effecteur sous une valeur maximale de couple aux axes. Les dimensions du robot peuvent alors être spécifiées suivant les directions de cette ellipsoïde :

$$\boldsymbol{\tau}^T \boldsymbol{\tau} \leq 1 \iff \mathbf{f}^T \mathbf{J}(\mathbf{q}) \mathbf{J}(\mathbf{q})^T \mathbf{f} \leq 1 \quad (5.13)$$

Dans l'espace articulaire, les raideurs $K_{q_1}, \dots, K_{q_6}$ selon chaque axe z_i pour $i = 1, 2, \dots, 6$ permettent d'obtenir l'expression d'une matrice de raideur diagonale K_q :

$$\mathbf{K}_q = \begin{bmatrix} K_{q_1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & K_{q_2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & K_{q_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & K_{q_4} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & K_{q_5} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_{q_6} \end{bmatrix} \quad (5.14)$$

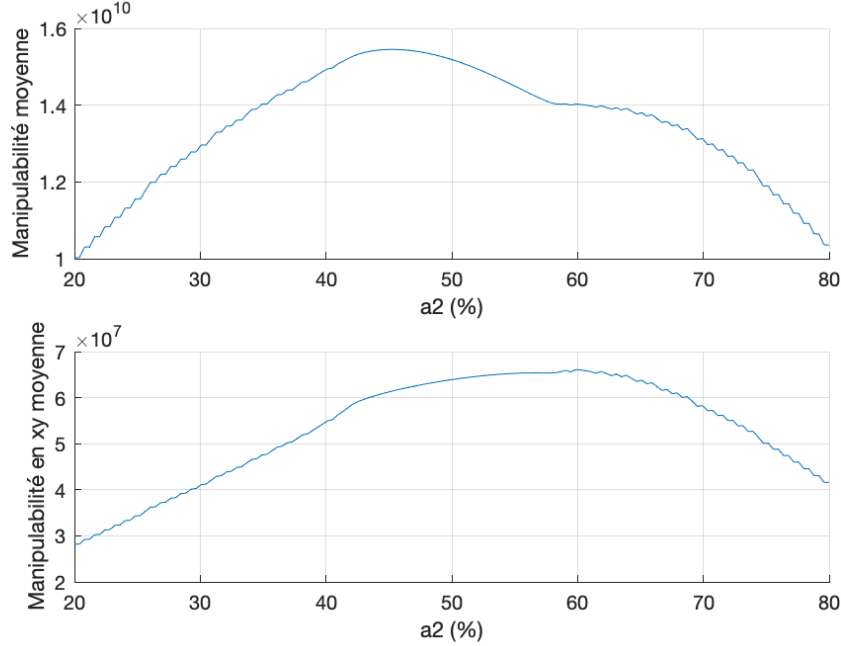


Figure 5.6 Manipulabilité moyenne sur un rayon de l'espace de travail ($y = 0$ mm) en fonction de $a2$ (%). Manipulabilité w en haut et manipulabilité dans le plan ($\mathbf{xy}$) en bas.

Pour une première estimation, seules les rigidités en torsion des réducteurs harmoniques peuvent être étudiées : avec seulement deux références de réducteurs harmoniques, de raideur K_{HD_1} et K_{HD_2} , l'expression de la matrice de l'équation (5.14) est simplifiée, avec seulement deux termes différents sur sa diagonale. Les variations des couples aux articulations $\delta\boldsymbol{\tau}$ sont exprimées pour des rotations $\delta\mathbf{q}$ avec l'approximation au premier ordre suivante [70] :

$$\delta\boldsymbol{\tau} = \mathbf{K}_q\delta\mathbf{q} \quad (5.15)$$

Les efforts à l'effecteur $\mathbf{f}$ sont exprimées en fonction d'un déplacement $\delta\mathbf{d}$ dans l'espace cartésien :

$$\mathbf{f} = \mathbf{K}_x\delta\mathbf{d} \quad (5.16)$$

$\mathbf{K}_x$ correspond à la matrice de raideur du robot exprimée dans l'espace cartésien. En combinant les résultats obtenus aux équations (5.15) et (5.16), avec $\delta\mathbf{d} = \mathbf{J}(\mathbf{q})\delta\mathbf{q}$, et en négligeant les termes liés à la différenciation de la matrice jacobienne dans l'équation (5.12) [70,73], une expression de cette matrice de raideur peut être obtenue :

$$\mathbf{K}_x = (\mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{K}_q\mathbf{J}(\mathbf{q})^T)^{-1} \quad (5.17)$$

L'équation (5.17) est utilisée pour sa simplicité mais ne se vérifie en pratique que lorsque qu'aucun effort extérieur n'est appliqué au robot [73]. A l'aide de cette équation, la raideur du robot dans l'espace cartésien est obtenue pour toute pose du robot, ce qui permet d'étudier son comportement dans certaines directions. Les articulations sont ici modélisées comme des ressorts en torsion, avec une élasticité linéaire, et l'élasticité des membrures n'est pas prise en compte dans les équations ci-dessus. Il est cependant difficile de la négliger dans l'évaluation de la raideur d'un robot ultraléger. Les conclusions d'une étude portant seulement sur une torsion à chaque axe en utilisant l'équation (5.17) seraient probablement fausses.

5.2 Performances des solutions optimales

Les performances maximales que doivent développer les solutions des problèmes d'optimisation du chapitre précédent sont résumées dans cette section. La figure 5.7 montre une comparaison des sollicitations maximales du robot et des seuils des contraintes de l'optimisation dans le cas d'accostage contre un mur. Pour la représentation des couples sur l'espace de travail, sur la figure 5.8, le maximum des trois couples (procédé, déplacement dans le plan et déplacement dans l'axe de l'outil) est représenté. Pour les vitesses et les accélérations, sur la figure 5.9, seuls les cas de déplacements à haute vitesse dans le plan et dans l'axe de l'outil génèrent les vitesses et accélérations angulaires maximales. Ces cartographies de l'espace (x, y, z constant) sont implicitement évaluées à chaque proposition d'une solution lors de l'exécution des algorithmes d'optimisation.

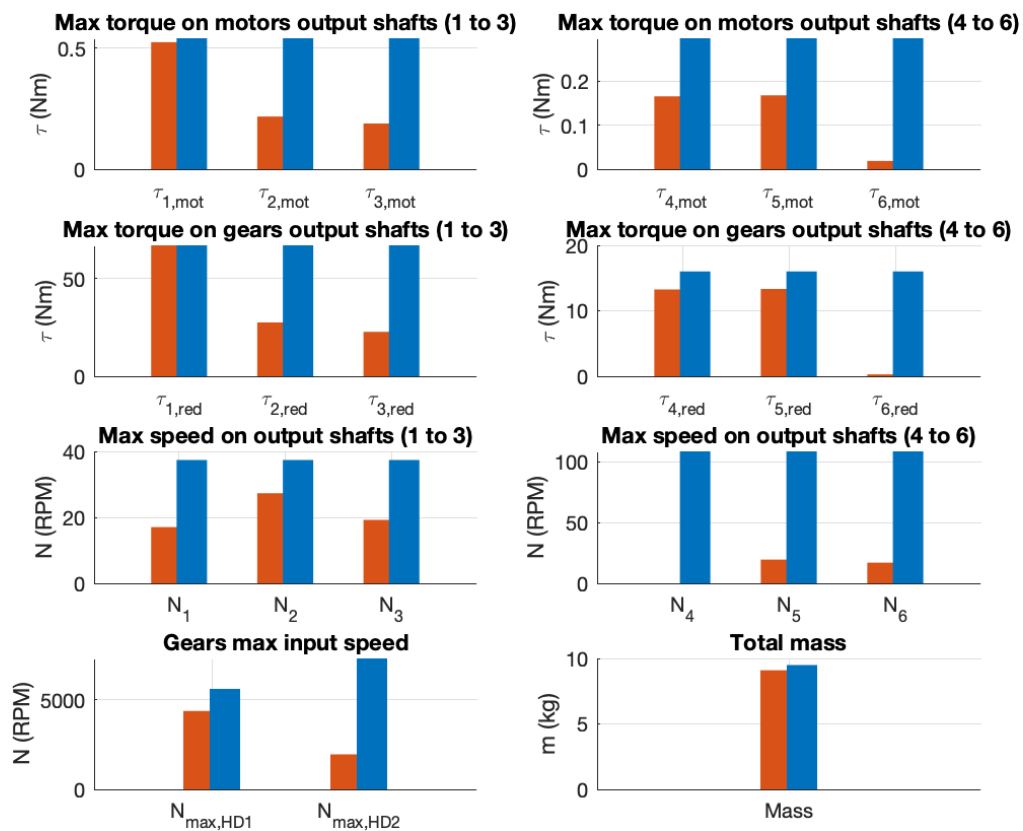


Figure 5.7 Comparaison des requis sur l'espace de travail (en orange) et des valeurs de contraintes (en bleu) pour l'accostage contre un mur.

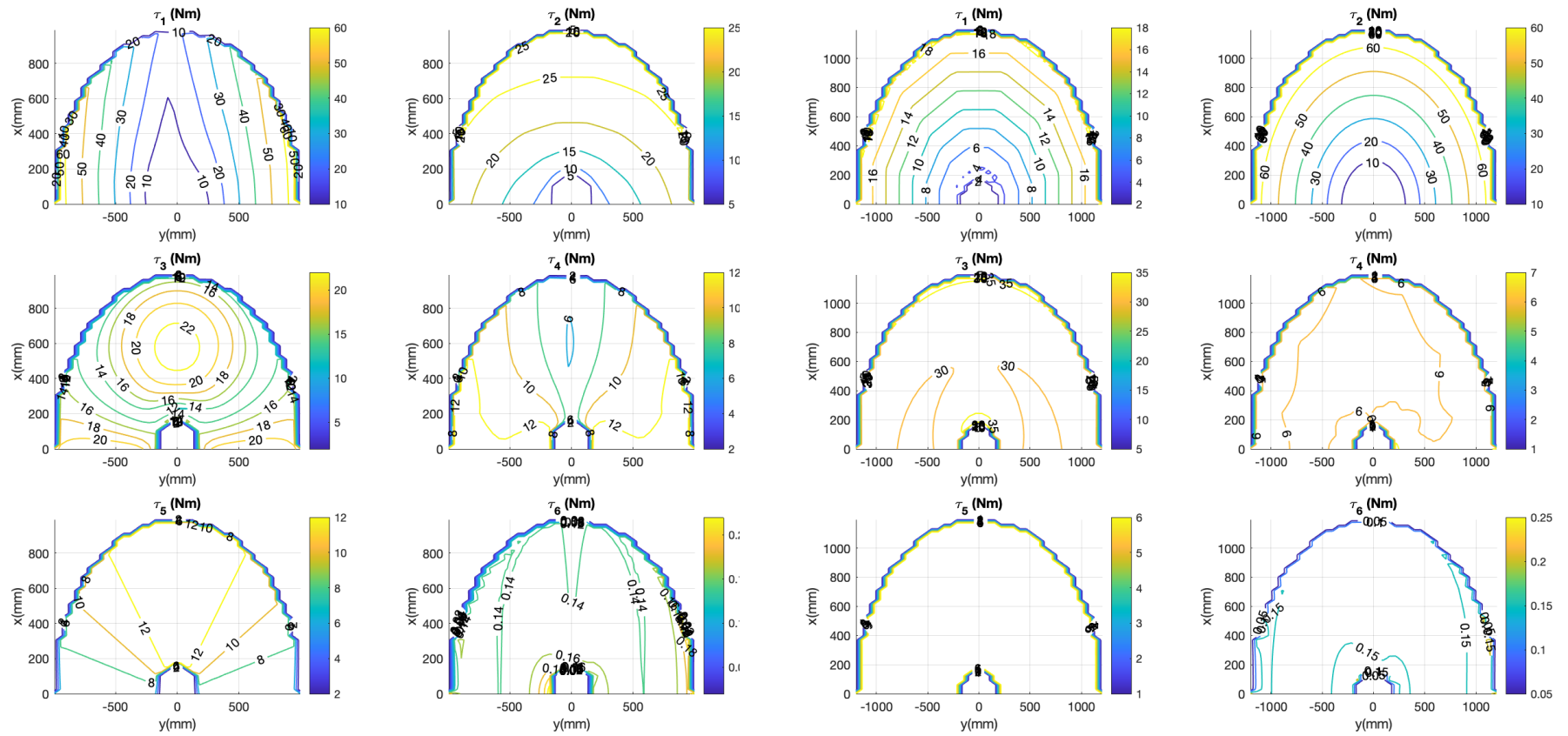


Figure 5.8 Couples maximaux sur l'espace de travail pour les solutions optimales d'accostage à 90° (à gauche) et 180° (à droite).

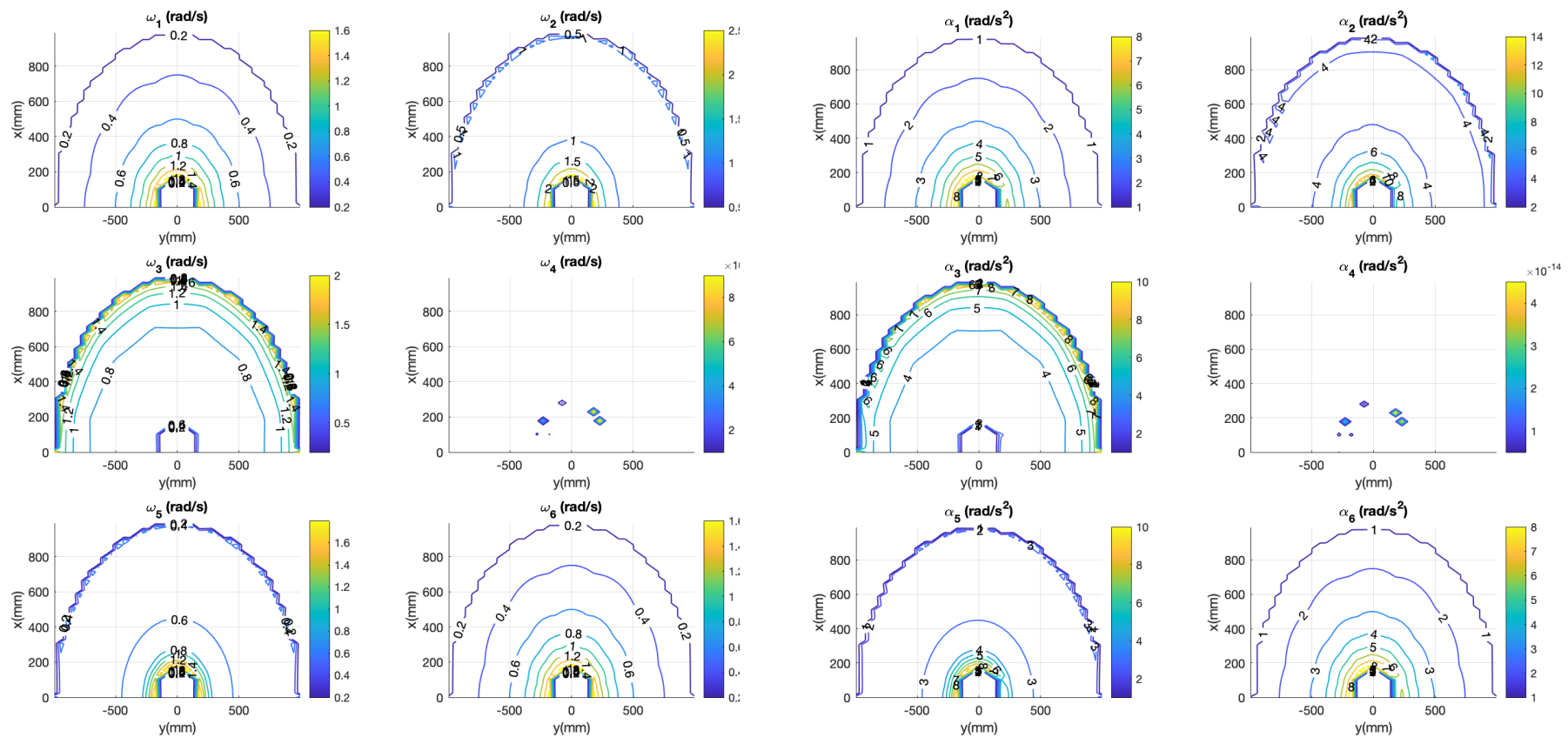


Figure 5.9 Vitesses angulaires (à gauche) et accélération angulaire (à droite) maximales sur l'espace de travail pour le cas d'accostage à 90°.

5.3 Conception du bras robotique

Dans cette section, les conceptions des deux articulations sont détaillées. Des informations supplémentaires sont également données sur l'assemblage du robot et sur l'architecture électronique utilisée.

5.3.1 Conception des articulations

Les figures 5.10 et 5.11 montrent des sections des assemblages des deux modules conçus. Les composants numérotés sont détaillés dans les tableaux 5.3 et 5.4. Parmi les composants non numérotés, les pièces en bleu tournent avec le rotor du moteur et les pièces en rouge avec la Flexspline en sortie du réducteur harmonique. Les pièces en gris clair sont statiques dans le repère de l'articulation. Les pièces d'entrée et de sortie des articulations, permettant leur assemblage, ont des géométries variables. Ici, seule une forme générique des articulations, avec des pièces circulaires en entrée et sortie, est présentée.

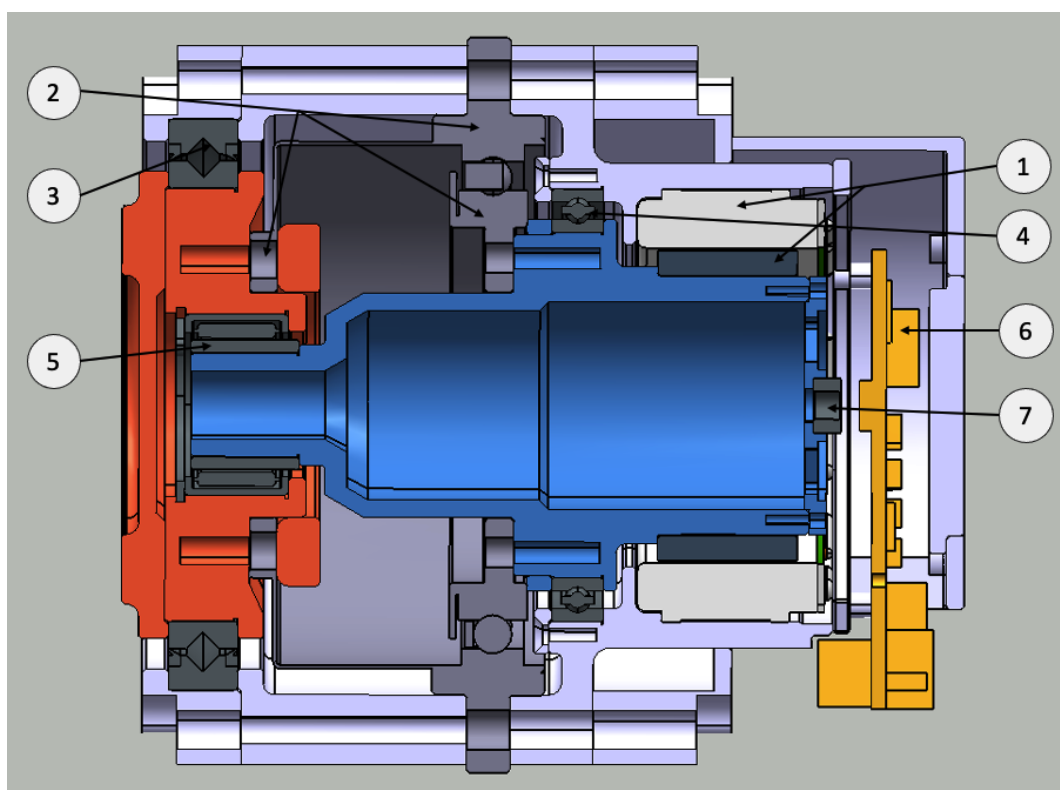


Figure 5.10 Section du modèle 3D de l'articulation 1.

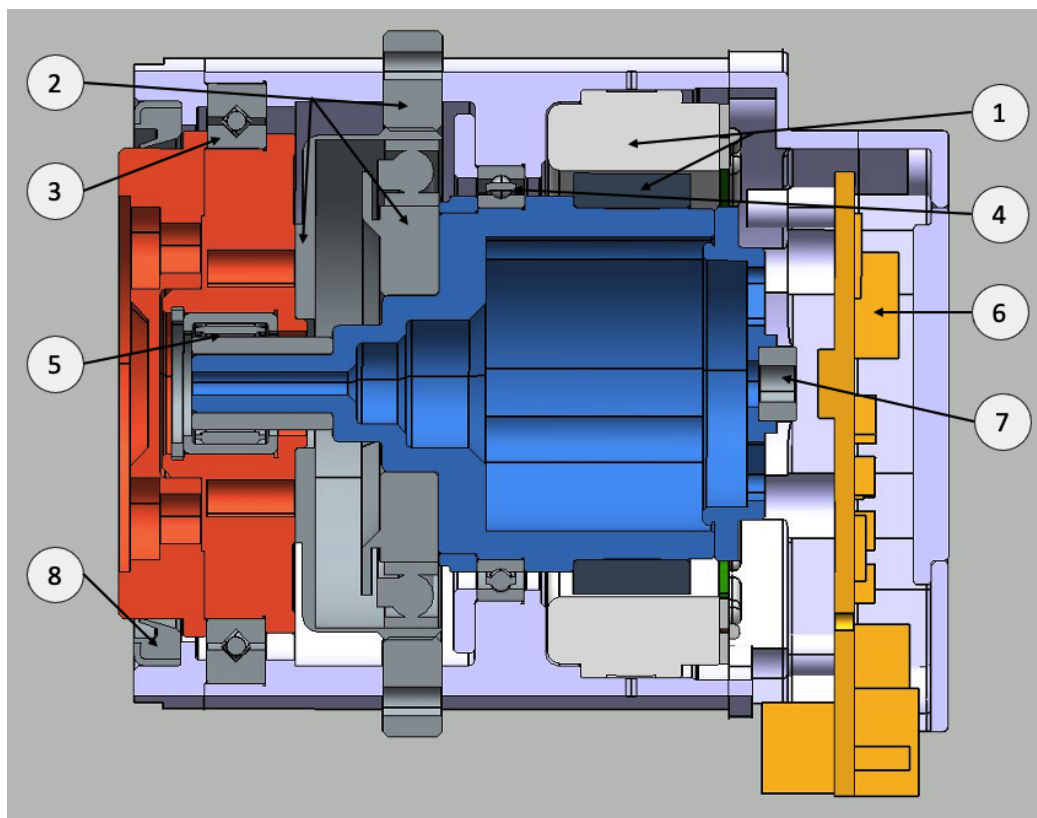


Figure 5.11 Section du modèle 3D de l'articulation 2.

Composants du commerce

Les composants du commerce assemblés au sein des deux articulations sont listés et décrits dans les tableaux 5.3 et 5.4. Les numéros qui leur sont attribués sont communs à ceux des figures 5.10 et 5.11.

Aux composants des deux tableaux s'ajoutent deux tubes en fibre de carbone Dragonplate (*Carbon Fiber Roll Wrapped Twill Tube - Ultra High Modulus*, avec une raideur maximale, égalant celle de l'acier), avec un diamètre extérieur de 52,3 mm, un diamètre intérieur de 47,6 mm et une masse de 589 g par mètre. Une plaque de refroidissement est ajoutée sur la face des contrôleurs sur laquelle sont assemblés les transistors du pont en H, mais n'est pas représentée sur les visuels. Cette plaque est en contact avec la pièce la plus à droite du carter des articulations. Les pièces sont maintenues entre elles majoritairement par assemblages vissés. Certains composants spécifiques comme le rotor et le stator sont collés, notamment à l'aide de résines époxy recommandées par Robodrive.

Les chargements maximaux des articulations sont étudiés pour le choix des éléments roulants. Pour le choix du roulement à rouleaux croisés, les couples et les forces appliqués dans toutes

Tableau 5.3 Composants du commerce pour l'articulation 1

Numéro	Composant	Référence	Masse (g)	Commentaire
1	Moteur synchrone à aimant permanent	Robodrive ILM-50x14	135	Sans capteur à effet Hall ni thermistor
2	Réducteur harmonique	Harmonic Drive CLP-25-2A	240	Rapport de réduction 160 : 1
3	Roulement à rouleaux croisés	IKO CRBS508VUU	84	Joint à lèvres intégré
4	Roulement à billes	6708	23	Roulement à section fine
5	Roulement à aiguilles + Bague intérieure	HK1512 + SKF IR 12x15x12.5	11 + 6	La bague intérieure facilite l'assemblage
6	Contrôleur	mjbots moteus r4.3	14.2	Encodeur magnétique intégré
7	Aimant magnétisé diamétralement	McMaster 3360K827	Négligé	Néodyme, trou de 3.175mm de diamètre

Tableau 5.4 Composants du commerce pour l'articulation 2

Numéro	Composant	Référence	Masse (g)	Commentaire
1	Moteur synchrone à aimant permanent	Robodrive ILM-50x18	87	Sans capteur à effet Hall ni thermistor
2	Réducteur harmonique	Harmonic Drive CSD-17-2A	100	Rapport de réduction 100 : 1
3	Roulement à rouleaux croisés	IKO CRBT045A	32.3	Sans joint
4	Roulement à bille	6706	8.3	Roulement à section fine
5	Roulement à aiguilles + Bague intérieure	HK0808 + SKF IR 5x8x12	3 + 3	La bague intérieure facilite l'assemblage
6	Contrôleur	mjbots moteus r4.3	14.2	Encodeur magnétique intégré
7	Aimant magnétisé diamétralement	McMaster 3360K827	Négligé	Néodyme, trou de 3.175mm de diamètre
8	Joint à lèvres	SKF SD 40X52X5	Négligé	Section fine

les directions des repères de chaque axe sont évalués sur tout l'espace de travail, avec les chargements du chapitre 4. Des cartographies des chargements pour chaque axe sont ainsi obtenues selon les formules de dimensionnement des roulements IKO. Pour le choix des roulements de l'arbre moteur, la déformation de la Flexspline du réducteur harmonique génère un effort sur le Wave Generator, et donc par extension sur l'arbre moteur [53]. Ces efforts

sont fonction de la taille du réducteur, du couple développé, d'un coefficient de frottement des dents et du rapport de réduction. Nous avons :

- Pour le réducteur CLP-25-2A : $F_{ax} \approx 54$ N ;
- Pour le réducteur CSD-17-2A : $F_{ax} \approx 19$ N.

Cette force évaluée au couple nominal des réducteurs, ainsi que le requis de coaxialité du Wave Generator avec l'arbre moteur, impliquent l'utilisation d'un montage de deux roulements. Les roulements à billes à sections fines absorbant assez mal les efforts axiaux, un coefficient de sécurité de 10 est respecté entre le chargement maximal des roulements et les efforts subis.

Composants électroniques

Le contrôleur mjbots moteus r4.5 est utilisé pour la commande vectorielle des moteurs synchrones à aimants permanents et l'acquisition de leur position angulaire. Certaines de ses performances sont résumées dans le tableau 5.5 :

Tableau 5.5 Performances du contrôleur mjbots moteus r4.5

Spécification	Technologie / Performance
Protocole de communication	CAN-FD 5 Mb/s
Microcontrôleur	STM32
Courant maximal par phase	100 A
Fréquence électrique maximale	4 kHz
Fréquence de contrôle	40 kHz

Pour la commande et l'alimentation en puissance du robot six axes, l'architecture de la figure 5.12 est anticipée. Les contrôleurs moteus peuvent être branchés en série. Étant utilisés dans la conception de jambes de robots chien à trois DDL, il est décidé de séparer les six moteurs en deux groupes, avec les moteurs des trois premiers axes d'un côté et ceux du poignet de l'autre. Les composants spécifiques utilisés dans cette architecture électrique, en dehors du contrôleur déjà présenté, sont décrits :

- La carte Raspberry Pi permet la réception et l'envoi des commandes vers les contrôleurs ;
- Le régulateur de tension assure de maintenir une tension d'alimentation constante malgré une diminution progressive anticipée liée à la décharge des batteries du drone ;
- Le composant mjbots power dist r3.1 permet de pré-charger le circuit au démarrage (nécessaire à cause de l'impédance trop élevée des moteurs branchés en série) ;
- mjbots pi3 hat r4.2, shield pour la Raspberry fournissant 4 ports CAN-FD et les ports de connexion avec la carte de précharge.

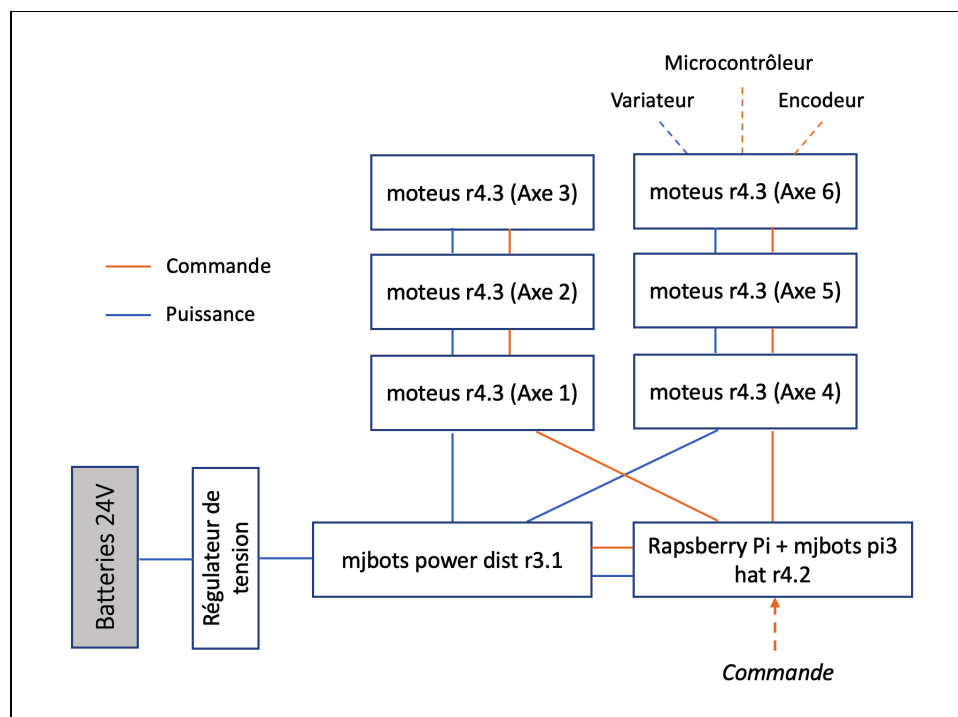


Figure 5.12 Circuit électronique pour l'alimentation et le contrôle du robot.

Composants à usiner

Des vues en éclaté des articulations, limitées aux pièces à fabriquer seulement (pour ne pas surcharger les dessins), sont présentées sur les figures 5.13 et 5.14. Toutes ces pièces sont nécessaires pour l'assemblage et la protection des composants du commerce. On compte 14 pièces différentes pour l'articulation 1, 12 pour l'articulation 2. La visserie n'est pas représentée pour simplifier la compréhension des deux vues.

Pour les premiers prototypes des articulations, l'utilisation de trois matériaux est anticipée. Premièrement, pour la majorité des pièces, l'aluminium est utilisé pour sa légèreté et sa bonne résistance mécanique. Les pièces en aluminium en contact avec le milieu extérieur seront anodisées pour leur protection. Deuxièmement, seulement pour l'arbre moteur, le choix d'un acier permet d'assurer une bonne rigidité en torsion et une bonne résistance de l'arbre. En plus de ces raisons, dans le cas où la bague intérieure des roulements à aiguilles ne serait pas ajoutée, l'aluminium serait un matériau trop mou pour assurer une bonne course des éléments roulants. Finalement, pour les pièces ne subissant que peu d'efforts, par exemple le carter du contrôleur, un plastique usinable (Polyamide PA 6, appellation commerciale Nylatron) est choisi.

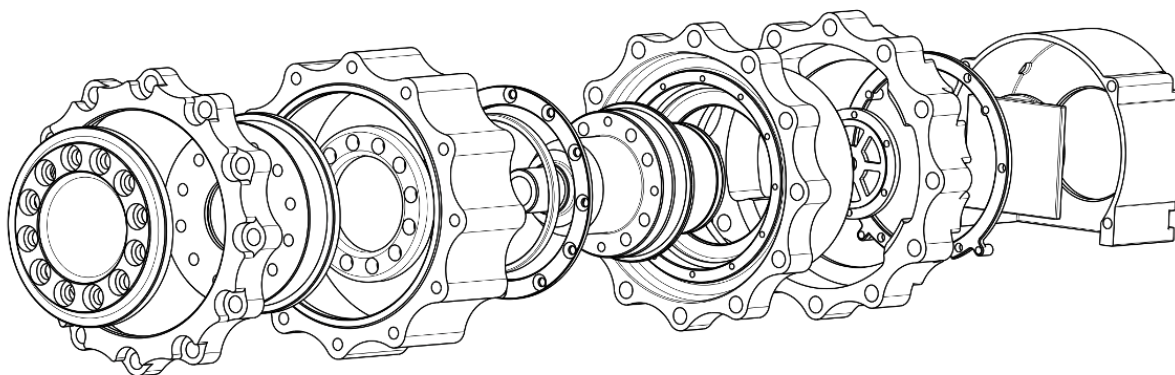


Figure 5.13 Vue en éclaté des composants de l'articulation 1 à usiner.

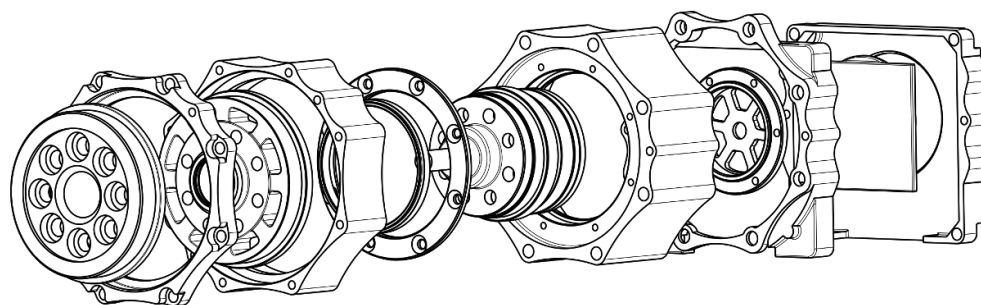


Figure 5.14 Vue en éclaté des composants de l'articulation 2 à usiner.

Performances

Les performances des deux articulations sont résumées dans le tableau 5.6. Comme au chapitre précédent, le rendement est considéré constant ($\eta = 0.8$) pour passer du couple moteur au couple de sortie des articulations. Pour l'évaluation du couple nominal de l'articulation, la valeur minimale entre le couple nominal du moteur rapportée à l'arbre de sortie du réducteur et le couple continu admissible sur le réducteur est choisie. Les couples maximaux admissibles en sortie d'articulation ne sont pas donnés avant d'être validés sur un prototype physique car ils sont très certainement éloignés de la valeur qui peut être calculée à rendement constant du réducteur. Les dimensions et les masses sont celles des modèles 3D des figures 5.10 et 5.11. Les caractéristiques des moteurs et des réducteurs provenant des séries pré-sélectionnées pour l'optimisation sont détaillées dans l'annexe B.

Tableau 5.6 Spécifications des articulations

Spécification	Articulation 1	Articulation 2
Masse	1169 g	499 g
Longueur	97.4 mm	69 mm
Diamètre	85 mm	60 mm
Couple nominal	67 Nm	16 Nm
Vitesse nominale	3.9 rad/s	11.3 rad/s
Inertie	0.353 kg.cm ²	0.109 kg.cm ²

5.3.2 Assemblage

A la suite des conceptions des deux articulations et du découpage des tubes en fibre de carbone aux longueurs prescrites en sortie d'optimisation, très peu de pièces sont ajoutées. Comme mentionné précédemment, les pièces d'assemblage des articulations sont adaptées à chaque axe : les modifications apportées restent simples. Ainsi, les trois pièces d'entrée des premiers axes, ainsi que les sorties des axes deux et trois, sont similaires. Du côté du poignet, les pièces permettant d'assembler chaque axe sont les mêmes. Des pièces spécifiques à chacun des trois derniers axes sont tout de même nécessaires pour leur assemblage avec un arrangement *Roll Pitch Roll*. En plus de ces pièces, des manchons doivent être fabriqués pour l'intégration des tubes en fibre de carbone dans la structure du robot : ils sont d'un côté collés à l'intérieur des extrémités des tubes, de l'autre assemblés aux articulations à l'aide de vis. Un deuxième assemblage, avec un agencement des articulations légèrement différent de la solution initial, est proposé à droite de la figure 5.15. Le premier axe du poignet est déplacé au niveau de l'axe du coude. Un tel assemblage diminue le bras de levier généré par le poids de l'axe 4 en position dépliée, mais augmente les contraintes mécaniques au niveau de cet axe. Une étude de résistance mécanique par éléments finis permettrait de valider cette configuration qui est similaire à celle du robot LARAD [8]. Il reste finalement à modéliser et fabriquer une boîte, la plus petite possible, contenant l'électronique à la base du bras robotique, ainsi qu'à ajouter les branchements des articulations avec le schéma électrique de la figure 5.12.



Figure 5.15 Assemblages du bras robotique, avec l'axe 4 proche du croisement des axes du poignet (à gauche), et proche de l'axe 3 (à droite).

Définition de l'outil

Dans l'évaluation de la masse du robot, l'outil est divisé en cinq composants. La masse de la meuleuse est évaluée sans sa batterie, qui pourrait être commune à l'alimentation du robot, du drone, ou ramenée à la base du robot. Les composants et leurs dimensions sont détaillés dans le tableau 5.7. Seuls les composants utilisés pour la simulation sont listés, mais d'autres composants candidats ont été trouvés pour remplacer chaque élément de ce tableau : meuleuse angulaire, module de compliance passive, roue à lamelles, etc. Les deux adaptateurs sont conçus à partir des contraintes d'assemblage des deux composants à relier, en minimisant leur masse et leur encombrement. Des photographies de la meuleuse et du module de compliance active sont présentés sur la figure 5.16.

Tableau 5.7 Composants de l'outil

Composant	Référence	Longueur	Masse
Meuleuse	DeWalt DCG426B 18V	300 mm	≈ 1100 g
Module de compliance	FerRobotics ACF-XS	144 mm	1200 g
Disque à lamelles (abrasif)	3M Flap Disc 747D 80 Grit	Diamètre 114.3 mm	Négligée
Adaptateur Axe 6/ Module de compliance	<i>Pièce à usiner</i>	20 mm	200 g
Adaptateur Module de compliance / Meuleuse	<i>Pièce à usiner</i>	Axiale 20 mm, Radiale : ≈ 75 mm	200 g



Figure 5.16 Meuleuse droite DeWalt DCG426B et bride FerRobotics ACF-XS.

Dimensions

Les valeurs numériques des paramètres de Denavit-Hartenberg pour les trois cas d'accostage mobilisant les mêmes conceptions d'articulations sont synthétisées dans le tableau 5.8. Les dimensions finales du robot pour le déploiement de la plateforme contre un mur sont également reprises sur la figure 5.17. Le paramètre de DH d_6 est donné sans ajouter la longueur de l'outil. Il suffit d'utiliser $d_{6,grinder} = d_6 + 293.5$ pour retrouver les paramètres géométriques utilisés lors des simulations.

Tableau 5.8 Valeurs numériques des paramètres de Denavit-Hartenberg des robots composés des articulations de l'accostage contre un mur

Axe	θ	α ($^\circ$)	d (mm) Cas 90°	a (mm) Cas 90°	d (mm) Cas 0°	a (mm) Cas 0°	d (mm) Cas 180°	a (mm) Cas 180°
1	θ_{1v}	-90	137	0	137	0	137	0
2	θ_{2v}	180	0	425	0	478	0	360
3	θ_{3v}	-90	0	0	0	0	0	0
4	θ_{4v}	90	625	0	672	0	572	0
5	θ_{5v}	-90	0	0	0	0	0	0
6	θ_{6v}	-180	110	0	110	0	110	0

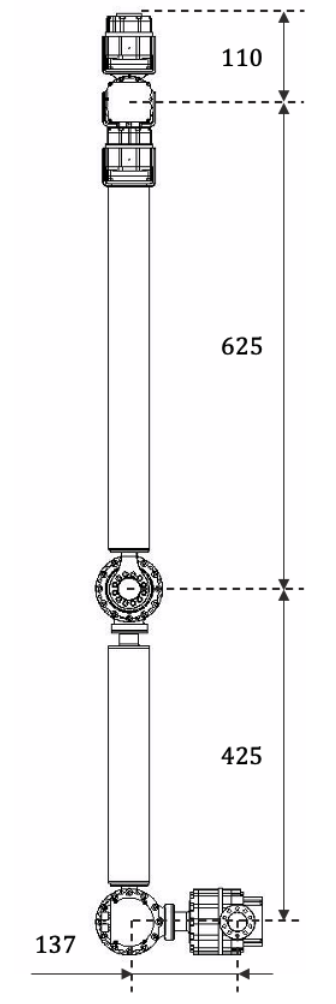


Figure 5.17 Dimensions optimales du robot pour l'accostage contre un mur.

CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE

L'objectif général de ce projet de maîtrise était de concevoir un bras robotique intégrable sur un drone muni de capacité d'accostage pour le déploiement de tâches de parachèvement. Les contraintes de conception très strictes ont amené à fortement spécifier la conception du robot, puis à optimiser ses dimensions dans le but de maximiser ses capacités. Au final, les requis de conception ont été atteints pour tous les scénarios d'utilisation de la plateforme aérienne. Certains résultats de l'optimisation et de la conception du robot sont discutés dans cette section.

Un grand nombre d'hypothèses simplificatrices sont admises lors de la définition du problème d'optimisation. Ces hypothèses viennent directement éloigner les performances des conceptions paramétrées en sortie d'optimisation des performances d'un prototype physique. L'estimation des dimensions du robot (masse et longueurs) à partir de conceptions préliminaires des différents modules du robot peut être corrigée à l'aide des conceptions des articulations optimales. Les efforts d'enlèvement de matière peuvent être estimés expérimentalement pour préciser les performances que le robot doit développer, tout en restant fonction des choix finaux des composants de l'outil et de l'orientation de l'abrasif par rapport à la surface.

Pour faciliter la conception du robot, les mêmes combinaisons de composants ont été utilisées pour les axes 1 à 3. Dans le cas d'accostage contre un mur, les axes de l'épaule (1 et 2) sont loin d'être poussés jusqu'aux limites de leurs capacités. Ceci permet néanmoins d'accommoder facilement les requis à 0 et 180°, en modifiant les dimensions des tubes en carbone, puisque dans ce cas les axes 2 et 3 nécessitent des couples importants. Un problème d'optimisation à 14 variables, avec un choix optimal de moteur et réducteur pour chaque axe, impacterait directement la modularité du système. Dans le cas où chaque axe serait optimisé suivant un angle d'accostage, la structure du bras devrait être complètement revue entre deux cas de déploiement. L'architecture du robot serait ainsi très modulaire, mais assez peu versatile. De plus, il serait nécessaire de définir des trajectoires du bras hors du plan $z = z_0$ en complément des points étudiés sur la surface de travail. En effet, le dimensionnement de certains axes est principalement fonction de la position du robot dans la direction orthogonale au plan de travail (notamment les axes 2, 3 et 5 lors d'un accostage contre un mur). Il serait alors utile d'étudier, par exemple, une trajectoire supplémentaire du robot lui permettant de passer de la position qu'il occupe pendant la phase d'approche du drone à un point de la surface de travail lorsque le drone est accosté. Au regard de la cinématique du robot, ces études supplémentaires ne sont pas nécessaires dans l'optimisation à 6 variables, l'étude limitée au plan de travail

étant déjà très représentative des performances des deux modules d'articulation.

Dans le cas d'accostage à 90° , une redéfinition de l'espace de travail avec une forme plus elliptique, avec un rayon principal selon x_0 , permettrait de beaucoup augmenter la portée du robot. Ce résultat est visible sur la figure 5.8, marquant des sollicitations importantes du premier axe lorsque la position du robot selon $\mathbf{y}$ est éloignée de la base. Une solution pourrait être d'évaluer une surface de travail utile en recoupant le premier espace défini à partir du conditionnement de la matrice Jacobienne avec l'espace des poses du robot respectant les contraintes. Des membrures plus longues seraient alors permises, mais l'utilisation du robot serait moins intuitive.

Les algorithmes génétiques ont pour force de ne pas nécessiter l'entrée d'un estimé de la solution. L'initialisation des variables du problème demande cependant une bonne compréhension du système, ainsi qu'un regard critique sur les solutions qui sont obtenues. Le choix de solutions techniques en phase de conception préliminaire est dirigé à partir d'une pré-évaluation des couples nécessaires aux axes. Les ordres de grandeur des couples orientent les sélections de moteurs, des types et des rapports de réduction de réducteurs candidats. Pour leur choix optimal avec les algorithmes évolutifs, il est nécessaire de conserver un tri des composants par ordre croissant de performance. Ce classement est difficile à réaliser en mélangeant les séries de composants : par exemple, les moteurs T-Motor étant loin des performances des moteurs Robodrive en vitesse nominale, même s'ils présentent des rapports couple/masse intéressants, ils peuvent tous être inadaptées à une certaine amplitude de vitesse requise (annexe B). Il serait alors intéressant de proposer un algorithme qui permette de sélectionner des séries de composants adaptées, selon des requis faciles à évaluer, pour des géométries aléatoires de bras, avant l'optimisation.

Lors du choix des composants des articulations, les valeurs nominales de couple du moteur et de sortie du réducteur sont sélectionnées pour leur comparaison avec les performances à développer sur le demi-anneau de travail. En se limitant aux composants de l'articulation 1, pour le réducteur harmonique (CPL-25, annexe B), un couple moyen de 108 Nm et un couple maximum répétable de 176 Nm sont permis. Les rapports obtenus en comparant ces valeurs au couple nominal de 67 Nm sont très élevés, et le constructeur propose un dimensionnement en couple moyen pour chacune des séries de réducteur [53–55]. Pour le moteur (ILM-50x14, annexe B), le couple maximum est de 1.75 Nm (avec une déviation de 20% par rapport au comportement linéaire), pour un couple nominal de 0.54 Nm. Plusieurs raisons justifient de vouloir tout de même conserver de telles marges entre les valeurs maximales permises par les composants et leurs performances nominales. Premièrement, dans le déploiement d'une tâche de contact, les efforts à l'outil sont assez variables. Même avec l'utilisation d'un module de

compliance active, le pic de force au premier contact sera bien supérieur à la valeur moyenne de 20 N utilisée. Pour le réducteur, il est intéressant d’avoir une bonne rigidité en torsion (qui est par exemple deux fois plus élevée pour le CPL-25 que pour le CPL-20), ce qui valorise un léger surdimensionnement en couple. Le dimensionnement du réducteur par couple moyen est difficile à utiliser. En effet, les trajectoires de l’outil ne sont pas définies précisément durant l’optimisation. De plus l’hypothèse d’un déploiement du procédé réparti de façon homogène sur tout l’espace de travail manque de rigueur. Pour une tension d’alimentation du moteur 24 V, pour fournir un couple de 1.75 Nm, un courant supérieur à 40 A est nécessaire. La constante de couple des moteurs Robodrive étant proportionnelle à leur puissance, le choix d’une référence de moteur fonctionnant dans son régime nominal va permettre de limiter sa consommation en énergie. Finalement, hors des hypothèses considérées en simulation, les couples requis aux moteurs seront nécessairement supérieurs aux valeurs anticipées. En effet, un rendement des réducteurs harmoniques $\eta = 0.8$ ne peut être atteint que sous certaines conditions. De plus, des termes de frottements vont apparaître au sein des articulations, liés par exemple à l’ajout de joints à lèvres.

Des améliorations de la conception des articulations sont anticipées à plusieurs niveaux. Dans un premier temps, un meilleur choix des matériaux, ainsi qu’une diversification des procédés de fabrication employés permettraient de réduire considérablement la masse et modifier l’apparence de l’assemblage. Par exemple, l’utilisation de la fabrication additive (comme pour le robot LARAD [8]) faciliterait l’assemblage des articulations entre elles. Les performances moyennes de l’encodeur, avec une résolution minimale de 12 bits, pourraient être limitantes pour le contrôle du bras. L’ajout d’un deuxième encodeur est considéré dans le but de limiter les erreurs de position liées à la mauvaise rigidité en torsion du réducteur. Finalement, déjà mentionnée au chapitre précédent, une étude par éléments finis des contraintes mécaniques dans l’assemblage avec l’axe 4 au niveau de l’axe 3 (figure 5.15) permettrait un gain considérable en charge utile du manipulateur.

Toutes ces possibilités pourront être étudiées à la suite de l’évaluation des performances du premier prototype du robot. Un travail supplémentaire d’intégration du robot sur le drone devra être apporté pour arriver à une utilisation à plein potentiel du système, présenté sur la figure 6.1.



Figure 6.1 Rendu réaliste du robot en opération sur une pale d'éolienne.

CHAPITRE 7 CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Dans ce mémoire, la conception d'un bras robotique ultraléger permettant de réaliser des tâches d'enlèvement de matière sur des structures difficiles d'accès a été présentée. Le développement d'un tel robot s'est inscrit au sein d'un projet de conception d'une plateforme aérienne téléopérée équipée d'un module d'accostage au Centre des Technologies de Fabrication en Aérospatial du CNRC. La définition du robot a été spécifiée à partir des capacités et des contraintes uniques permises par le drone et le module d'accostage. Une architecture sérielle incluant six articulations, toutes composées d'un moteur synchrone à aimants permanents couplé à un réducteur harmonique, et deux membrures en fibre de carbone a été choisie. La cinématique du robot est résolue analytiquement, et sa dynamique évaluée à partir d'un modèle rigide multicorps paramétré. À partir de définitions de cas de chargement spécifiques, les performances que le robot doit développer à ses axes ont pu être évaluées sur son espace opérationnel.

Une architecture modulaire est proposée dans le but d'adapter des déploiements suivant plusieurs inclinaisons de la surface d'accostage, au travers des choix des composants des articulations et des longueurs du bras et de l'avant-bras. Une routine d'optimisation sous contraintes a ainsi été définie pour obtenir différentes conceptions optimales du robot. En premier lieu, un algorithme génétique multiobjectif, optimisant conjointement la surface de travail et la masse du robot, permet d'étudier les performances d'une sélection de conceptions optimales. Une conception optimale unique maximisant la surface de travail du robot sous une limite de masse stricte est ensuite obtenue en sortie d'un algorithme génétique combiné à un algorithme de points intérieurs. Les deux articulations optimales du cas d'accostage contre un mur ont été modélisées et assemblées entre elles pour obtenir un modèle complet du robot, ensuite intégré sur la plateforme aérienne dans un environnement numérique. Des performances prometteuses sont anticipées pour trois définitions du robot dans une plage de masse qui limitait jusqu'ici les applications à des tâches de manipulation de charges utiles légères, avec des portées faibles.

La prochaine étape de ce projet est la fabrication d'un prototype. Ce dernier va permettre de quantifier les performances réellement obtenues et de mettre l'accent sur les contraintes qu'impliquent l'utilisation d'une architecture si légère pour un robot six axes. Le robot pourra en parallèle être intégré sur le drone pour valider les phases de déploiement d'une tâche de maintenance téléopérée. Au regard des résultats obtenus avec le système, le spectre des applications déployables à partir de la plateforme aérienne pourra progressivement être élargi.

RÉFÉRENCES

- [1] R. Cano, C. Perez, F. Pruaño, A. Ollero et G. Heredia, “Mechanical Design of a 6-DOF Aerial Manipulator for assembling bar structures using UAVs,” 2014.
- [2] M. A. Trujillo, J. R. Martínez-de Dios, C. Martín, A. Viguria et A. Ollero, “Novel Aerial Manipulator for Accurate and Robust Industrial NDT Contact Inspection : A New Tool for the Oil and Gas Inspection Industry,” *Sensors*, vol. 19, n°. 6, p. 1305, janv. 2019.
- [3] V. Lippiello, G. A. Fontanelli et M. De Silva, “Lightweight hyper-redundant robotic arm for aerial inspection tasks,” Rapport technique HYbrid FLying rollIng with-snakeE-aRm robot for contact inSpection HYFLIERS, juin 2019.
- [4] D. Souto, A. Faiña, A. Deibe, F. Lopez-Peña et R. J. Duro, “A Robot for the Unsupervised Grit-Blasting of Ship Hulls,” *International Journal of Advanced Robotic Systems*, vol. 9, n°. 3, p. 82, sept. 2012.
- [5] “Rope robotics leading Edge Repair.” [En ligne]. Disponible : <https://roperobotics.com/index.php/leading-edge-repair/>
- [6] “Bladebug : Advanced robotics for turbine maintenance.” [En ligne]. Disponible : <https://www.bladebug.co.uk/#concept>
- [7] A. Campeau-Lecours, H. Lamontagne, S. Latour, P. Fauteux, V. Maheu, F. Boucher, C. Deguire et L.-J. L’Ecuyer, “Kinova Modular Robot Arms for Service Robotics Applications,” *International Journal of Robotics Applications and Technologies*, vol. 5, p. 49–71, juill. 2017.
- [8] E. Allouis, R. Marc, M. Ruciński, M. Garland, D. Lachat, M. Shilton, G. Gajoch, A. Kisdi, W. Tubby, J. Hampton, M. Woods, M. Malinowski, S. Flitcroft, R. Durman et L. Tyler, “Larad – architecture and implementation of a lightweight advanced robotic arm demonstrator for future space and planetary applications,” juin 2017.
- [9] Y. Name, “ROBOTIS e-Manual.” [En ligne]. Disponible : https://emanual.robotis.com/docs/en/platform/manipulator_h/introduction/
- [10] A. Wedler, M. Chalon, K. Landzettel, M. Görner, E. Krämer, R. Gruber, A. Beyer, H.-J. Sedlmayr, B. Willberg, W. Bertleff, J. Reill, M. Grebenstein, M. Schedl, A. Albu-Schäffer et G. Hirzinger, “DLR’s Dynamic Actuator Modules for Robotic Space Applications,” dans *2012 41st Aerospace Mechanisms Symposium*, mai 2012.
- [11] M. C. Walton, “Strain wave gearing,” Brevet US2 906 143A, sept. 1959.
- [12] “Rope Access – At-Height Inspection & Maintenance | MISTRAS Group.” [En ligne]. Disponible : <https://www.mistrasgroup.com/how-we-help/access/rope-access/>

- [13] F. Ruggiero, V. Lippiello et A. Ollero, “Aerial Manipulation : A Literature Review,” *IEEE Robotics and Automation Letters*, vol. 3, n^o. 3, p. 1957–1964, juill. 2018.
- [14] K. Bouzgou, L. Benchikh, L. Nouveliere, Y. Bestaoui et Z. Ahmed-foitih, “A New Classification and Aerial Manipulation Q-PRR Design,” dans *2019 24th International Conference on Methods and Models in Automation and Robotics (MMAR)*, août 2019.
- [15] R. Bogue, “Climbing robots : recent research and emerging applications,” *Industrial Robot : the international journal of robotics research and application*, vol. 46, n^o. 6, p. 721–727, janv. 2019.
- [16] J. Iqbal, A. Al-Zahrani, S. Alharbi et A. Hashmi, “Robotics Inspired Renewable Energy Developments : Prospective Opportunities and Challenges,” *IEEE Access*, vol. 7, p. 174 898–174 923, déc. 2019.
- [17] “Drone d’emport de charges lourdes - Hercules 20.” [En ligne]. Disponible : <https://www.dronevolt.com/fr/solutions/hercules-20/>
- [18] B. Monsarrat, C. Vidal, M. De Montigny et I. Mantegh, “Base Attachment Module for Small Aerial Vehicles,” Brevet WO2020 079 668, avr. 2020.
- [19] G. Hirzinger, B. Brunner, K. Landzettel, N. Sporer, J. Butterfaß et M. Schedl, “Space Robotics—DLR’s Telerobotic Concepts, Lightweight Arms and Articulated Hands,” *Autonomous Robots*, vol. 14, n^o. 2, p. 127–145, mars 2003.
- [20] G. Hirzinger, N. Sporer, A. Albu-Schaffer, M. Hahnle, R. Krenn, A. Pascucci et M. Schedl, “DLR’s torque-controlled light weight robot III—are we reaching the technological limits now?” dans *2002 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No.02CH37292)*, vol. 2, mai 2002, p. 1710–1716.
- [21] “KINOVA® Gen2 Ultra lightweight robot User Guide,” p. 71.
- [22] S. Seok, A. Wang, D. Otten et S. Kim, “Actuator design for high force proprioceptive control in fast legged locomotion,” dans *2012 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, oct. 2012, p. 1970–1975.
- [23] K. Ueura et R. Slatter, “Development of the harmonic drive gear for space applications,” 1999.
- [24] R. Naderer, P. Ferrara et A. Rohrhofer, “Active handling apparatus and method for contact tasks,” US Brevet US9 375 840B2, juin 2016.
- [25] “ACF Active Contact Flange Datasheet,” *FerRobotics*, déc. 2020.
- [26] F. Huber, K. Kondak, K. Krieger, D. Sommer, M. Schwarzbach, M. Laiacker, I. Kosykh, S. Parusel, S. Haddadin et A. Albu-Schäffer, “First analysis and experiments in

- aerial manipulation using fully actuated redundant robot arm,” dans *2013 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, nov. 2013, p. 3452–3457.
- [27] M. Fumagalli, R. Naldi, A. Macchelli, F. Forte, A. Q. Keemink, S. Stramigioli, R. Carloni et L. Marconi, “Developing an Aerial Manipulator Prototype : Physical Interaction with the Environment,” *IEEE Robotics Automation Magazine*, vol. 21, n°. 3, p. 41–50, sept. 2014.
- [28] C. D. Bellicoso, L. R. Buonocore, V. Lippiello et B. Siciliano, “Design, modeling and control of a 5-DoF light-weight robot arm for aerial manipulation,” dans *2015 23rd Mediterranean Conference on Control and Automation (MED)*, juin 2015, p. 853–858.
- [29] D. Wuthier, D. Kominiak, C. Kanellakis, G. Andrikopoulos, M. Fumagalli, G. Schipper et G. Nikolakopoulos, “On the design, modeling and control of a novel compact aerial manipulator,” dans *2016 24th Mediterranean Conference on Control and Automation (MED)*, juin 2016, p. 665–670.
- [30] J. R. Kutia, K. A. Stol et W. Xu, “Initial flight experiments of a canopy sampling aerial manipulator,” dans *2016 International Conference on Unmanned Aircraft Systems (ICUAS)*, juin 2016, p. 1359–1365.
- [31] A. Ollero, G. Heredia, A. Franchi, G. Antonelli, K. Kondak, A. Sanfeliu, A. Viguria, J. R. Martinez-de Dios, F. Pierri, J. Cortes, A. Santamaria-Navarro, M. A. Trujillo Soto, R. Balachandran, J. Andrade-Cetto et A. Rodriguez, “The AEROARMS Project : Aerial Robots with Advanced Manipulation Capabilities for Inspection and Maintenance,” *IEEE Robotics Automation Magazine*, vol. 25, n°. 4, p. 12–23, déc. 2018.
- [32] A. Suarez, A. E. Jimenez-Cano, V. M. Vega, G. Heredia, A. Rodriguez-Castaño et A. Ollero, “Design of a lightweight dual arm system for aerial manipulation,” *Mechatronics*, vol. 50, p. 30–44, avr. 2018.
- [33] C. Korpela, P. Brahmbhatt, M. Orsag et P. Oh, “Towards the realization of mobile manipulating unmanned aerial vehicles (MM-UAV) : Peg-in-hole insertion tasks,” dans *2013 IEEE Conference on Technologies for Practical Robot Applications (TePRA)*, avr. 2013, p. 1–6.
- [34] “PD6B-AW-ARM | Prodrone | Revolutionary Drones for Professionals.” [En ligne]. Disponible : <https://www.prodrone.com/products/pd6b-aw-arm/>
- [35] D. Liu, G. Dissayanake, P. Manamperi, P. Brooks, G. Paul, S. Webb, N. Kirchner, P. Chotiprayanakul, N. Kwok et T. Ren, “A robotic system for steel bridge maintenance : Research challenges and system design,” dans *2008 Australasian Conference on Robotics and Automation (ACRA)*, janv. 2008.

- [36] L. Parker, “Robotics applications in maintenance and repair,” 2003.
- [37] J. Li, Y. Zhao, R. Shan et Z. Yu, “Fuzzy control of grinding force in ultrasonic aided ceramic grinding process,” dans *2011 International Conference on Mechatronic Science, Electric Engineering and Computer (MEC)*, août 2011, p. 170–173.
- [38] C. C. A. Eguti et L. G. Trabasso, “Design of a robotic orbital driller for assembling aircraft structures,” *Mechatronics*, vol. 24, n°. 5, p. 533–545, août 2014.
- [39] B. Hazel, J. Côté, Y. Laroche et P. Mongenot, “Field repair and construction of large hydropower equipment with a portable robot,” *Journal of Field Robotics*, vol. 29, p. 102–122, janv. 2012.
- [40] —, “A portable, multiprocess, track-based robot for in situ work on hydropower equipment,” *Journal of Field Robotics*, vol. 29, p. 69–101, janv. 2012.
- [41] M. Xiao, Y. Ding, Z. Fang et G. Yang, “Contact force modeling and analysis for robotic tilted-disc polishing of freeform workpieces,” *Precision Engineering*, vol. 66, p. 188–200, nov. 2020.
- [42] H. Yang, L. Zhang, D. Li et T. Li, “Modeling and analysis of grinding force in surface grinding,” dans *2011 IEEE International Conference on Computer Science and Automation Engineering*, vol. 2, 2011, p. 175–178.
- [43] W. Wang et X. Feng, “Analysis of grinding force and elastic deformation in thread grinding process,” *Advances in Mechanical Engineering*, vol. 2013, 10 2013.
- [44] “VTDR - HP & UHP Robot - P.T.C. Srl | Technical Documentation.”
- [45] “Sandia National Laboratories : News Releases : Don’t set it and forget it — scan it and fix it with tech that detects wind blade damage.” [En ligne]. Disponible : https://share-ng.sandia.gov/news/resources/news_releases/wind_robots/
- [46] “Robotic approach to improve turbine surface finish | IEEE Conference Publication | IEEE Xplore.”
- [47] A. Albu-Schäffer, S. Haddadin, C. Ott, A. Stemmer, T. Wimböck et G. Hirzinger, “The DLR Lightweight Robot – Design and Control Concepts for Robots in Human Environments,” *Industrial Robot*, vol. 34, p. 376–385, août 2007.
- [48] H. Yin, S. Huang, M. He et J. Li, “An overall structure optimization for a light-weight robotic arm,” juin 2016, p. 1765–1770.
- [49] E. Brassitos et N. Jalili, “Design and Development of a Compact High-Torque Robotic Actuator for Space Mechanisms,” *Journal of Mechanisms and Robotics*, vol. 9, n°. 6, p. 061002, déc. 2017.

- [50] P. L. García, S. Crispel, E. Saerens, T. Verstraten et D. Lefeber, “Compact Gearboxes for Modern Robotics : A Review,” *Frontiers in Robotics and AI*, vol. 7, p. 103, août 2020.
- [51] M. Garland, E. Allouis, M. Ruci, W. Tubby, J. Hampton, A. Kisdi, M. Woods, S. Flitcroft et L. Tyler, “Design and implementation of the lightweight advanced robotic arm demonstrator (LARAD),” dans *2017 European Space Mechanisms and Tribology Symposium (ESMATS)*, sept. 2017.
- [52] L. Zhou, S. Bai et M. R. Hansen, “Design optimization on the drive train of a light-weight robotic arm,” *Mechatronics*, vol. 21, n^o. 3, p. 560–569, avr. 2011.
- [53] “Engineering Data - CPL-2A Component Sets,” *Harmonic Drive SE*, déc. 2014.
- [54] “Engineering Data - CSD Component Sets,” *Harmonic Drive LLC*, nov. 2019.
- [55] “Engineering Data - CSG-2A Component Sets,” *Harmonic Drive LLC*, nov. 2014.
- [56] B. Katz, “A Low Cost Modular Actuator for Dynamic Robots,” Mémoire de maîtrise, 2018.
- [57] “ILM Series Frameless servo kits,” *TQ-Robodrive*, 2020.
- [58] J. Angeles et F. C. Park, *Performance Evaluation and Design Criteria*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2008, p. 229–244.
- [59] T. Yoshikawa, “Dynamic manipulability of robot manipulators,” dans *1985 IEEE International Conference on Robotics and Automation Proceedings*, vol. 2, mars 1985, p. 1033–1038.
- [60] S. Khan, K. Andersson et J. Wikander, “Jacobian matrix normalization - a comparison of different approaches in the context of multi-objective optimization of 6-dof haptic devices,” *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, vol. November 2014, p. 14–20, 11 2014.
- [61] A. Ajoudani, N. G. Tsagarakis et A. Bicchi, “On the role of robot configuration in Cartesian stiffness control,” dans *2015 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, mai 2015, p. 1010–1016.
- [62] L. Zhou, “Modeling, design and optimization of a lightweight robotic arm toward assisted living applications,” Thèse de doctorat, Aalborg University, Department of Mechanical and Manufacturing Engineering, Aalborg, 2012.
- [63] “Find Pareto front of multiple fitness functions using genetic algorithm - MATLAB gamultiobj.” [En ligne]. Disponible : <https://www.mathworks.com/help/gads/gamultiobj.html>

- [64] “Mixed Integer ga Optimization - MATLAB & Simulink.” [En ligne]. Disponible : <https://www.mathworks.com/help/gads/mixed-integer-optimization.html>
- [65] L. Zhou et S. Bai, “A New Approach to Design of a Lightweight Anthropomorphic Arm for Service Applications,” *Journal of Mechanisms and Robotics*, vol. 7, août 2015.
- [66] L. Zhou, S. Bai et M. R. Hansen, “Integrated dimensional and drive-train design optimization of a light-weight anthropomorphic arm,” *Robotics and Autonomous Systems*, vol. 60, n^o. 1, p. 113–122, janv. 2012.
- [67] D. Findlay, M. Jafarinasab et S. Sirouspour, “Optimization-based design of a novel hybrid aerial/ground mobile manipulator,” dans *2015 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, sept. 2015, p. 2467–2472.
- [68] J. W. Sensinger, S. D. Clark et J. F. Schorsch, “Exterior vs. interior rotors in robotic brushless motors,” dans *2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, mai 2011, p. 2764–2770.
- [69] K. Waldron et J. Schmiedeler, “Kinematics,” dans *Springer Handbook of Robotics*, B. Siciliano et O. Khatib, édit. Springer, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [70] C. Dumas, S. Caro, C. Mehdi, S. Garnier et B. Furet, “Joint Stiffness Identification of Industrial Serial Robots,” *Robotica*, p. 1–20, août 2011.
- [71] A. Ajoudani, N. G. Tsagarakis et A. Bicchi, “On the role of robot configuration in cartesian stiffness control,” dans *2015 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 2015, p. 1010–1016.
- [72] P. Chiacchio, Y. Bouffard-Vercelli et F. Pierrot, “Force polytope and force ellipsoid for redundant manipulators,” *Journal of Robotic Systems*, vol. 14, n^o. 8, p. 613–620, 1997.
- [73] S.-F. Chen et I. Kao, “Conservative congruence transformation for joint and cartesian stiffness matrices of robotic hands and fingers,” *The International Journal of Robotics Research*, vol. 19, n^o. 9, p. 835–847, 2000.

ANNEXE A CINÉMATIQUE INVERSE D'UN ROBOT SIX AXES

Afin de simplifier les expressions, les notations suivantes seront utilisées :

$$\begin{aligned}
\cos(\theta_i) &= C_i, & \sin(\theta_i) &= S_i \\
\cos(\theta_i + \theta_j) &= C_{i+j}, & \sin(\theta_i + \theta_j) &= S_{i+j} \\
\cos(\theta_i - \theta_j) &= C_{i-j}, & \sin(\theta_i - \theta_j) &= S_{i-j} \\
\cos \theta_i * \cos \theta_j &= C_i C_j, & \sin \theta_i * \sin \theta_j &= S_i S_j
\end{aligned}$$

Les paramètres de Denavit-Hartenberg du robot, avec les valeurs numériques des dimensions optimales pour l'accostage contre un mur, solutions du problème d'optimisation, sont rappelés :

Tableau A.1 Paramètres de Denavit-Hartenberg pour l'accostage contre un mur

i	θ	$\mathbf{d}$	$\mathbf{a}$	α (°)
1	θ_{1v}	$d_1 = 137 \text{ mm}$	0	+90
2	θ_{2v}	0	$a_2 = 425 \text{ mm}$	+180
3	θ_{3v}	0	0	+90
4	θ_{4v}	$d_4 = 625 \text{ mm}$	0	-90
5	θ_{5v}	0	0	+90
6	θ_{6v}	$d_6 = 110 \text{ mm}$	0	0

La pose du robot est définie par la matrice de transformation ${}^0\mathbf{T}_6$, produit des matrices de transformation de chaque axe. Les vecteurs $\mathbf{n}$ (vecteur normal), $\mathbf{o}$ (vecteur d'orientation) et $\mathbf{a}$ (vecteur d'approche) définissent l'orientation de l'outil, et le vecteur $\mathbf{p}$ sa position :

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \mathbf{n} & \mathbf{o} & \mathbf{a} & \mathbf{p} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.1})$$

Avec l'expression générale de la matrice de transformation ${}^{i-1}\mathbf{T}_i$, permettant de passer du repère $i - 1$ au repère i :

$${}^{i-1}\mathbf{T}_i = \begin{bmatrix} C\theta_i & -S\theta_i C\alpha_i & S\theta_i S\alpha_i & a_i C\theta_i \\ S\theta_i & -C\theta_i C\alpha_i & -C\theta_i S\alpha_i & a_i S\theta_i \\ 0 & S\alpha_i & C\alpha_i & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.2})$$

Les matrices de transformation ${}^0\mathbf{T}_1, {}^1\mathbf{T}_2, {}^2\mathbf{T}_3, {}^3\mathbf{T}_4, {}^4\mathbf{T}_5, {}^5\mathbf{T}_6$ sont obtenues :

$$\begin{aligned}
 {}^0\mathbf{T}_1 &= \begin{bmatrix} C\theta_1 & 0 & S\theta_1 & 0 \\ S\theta_1 & 0 & -C\theta_1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & d_1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad {}^1\mathbf{T}_2 = \begin{bmatrix} C\theta_2 & S\theta_2 & 0 & a_2C\theta_2 \\ S\theta_2 & -C\theta_2 & 0 & a_2S\theta_2 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad {}^2\mathbf{T}_3 = \begin{bmatrix} C\theta_3 & 0 & S\theta_3 & 0 \\ S\theta_3 & 0 & -C\theta_3 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
 {}^3\mathbf{T}_4 &= \begin{bmatrix} C\theta_4 & 0 & -S\theta_4 & 0 \\ S\theta_4 & 0 & C\theta_4 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & d_4 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad {}^4\mathbf{T}_5 = \begin{bmatrix} C\theta_4 & 0 & S\theta_5 & 0 \\ S\theta_4 & 0 & -C\theta_5 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad {}^5\mathbf{T}_6 = \begin{bmatrix} C\theta_6 & -S\theta_6 & 0 & 0 \\ S\theta_6 & C\theta_6 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & d_6 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
 \end{aligned}
 \tag{A.3}$$

Les 3 derniers axes se croisant, la résolution de la cinématique inverse se divise en deux sous-problèmes : la position de l'effecteur à partir des trois premiers axes du bras robotique et l'orientation de l'effecteur avec les axes du poignet sphérique. Le problème de cinématique inverse est résolu au centre du poignet sphérique $\mathbf{p}_{wrist}$:

$$\mathbf{p}_{wrist} = \mathbf{p} - d_6 \cdot \mathbf{a} \tag{A.4}$$

Dans ce cas, les expressions des angles $\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_6$, qui définissent la position du centre du poignet par rapport à la base du robot, doivent-être déterminées en utilisant $d_6 = 0$, et $p = p_{wrist}$ (équations (A.1), (A.3)).

Position du centre du poignet sphérique : recherche de θ_1, θ_2 et θ_3

Soit la matrice de transformation du centre du poignet par rapport à la base du robot $T_{obj}|_{d_6=0}$, fonction des angles recherchés :

$$\mathbf{T}_{obj}|_{d_6=0} = \begin{bmatrix} n_x & o_x & a_x & p_x \\ n_y & o_y & a_y & p_y \\ n_z & o_z & a_z & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = {}^0\mathbf{T}_1 {}^1\mathbf{T}_2 {}^2\mathbf{T}_3 {}^3\mathbf{T}_4 {}^4\mathbf{T}_5 {}^5\mathbf{T}_6|_{d_6=0} \tag{A.5}$$

${}^0\mathbf{T}_1$ est multiplié des deux côtés de (A.5), et les produits de matrices de transformation sont développés :

$${}^0\mathbf{T}_1^{-1} \mathbf{T}_{obj} = {}^1\mathbf{T}_2 {}^2\mathbf{T}_3 {}^3\mathbf{T}_4 {}^4\mathbf{T}_5 {}^5\mathbf{T}_6|_{d_6=0} \tag{A.6}$$

$${}^4\mathbf{T}_6 = \begin{bmatrix} C_5C_6 & -C_5S_6 & S_5 & 0 \\ S_5C_6 & -S_5S_6 & -C_5 & 0 \\ S_6 & C_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.7})$$

$${}^3\mathbf{T}_6 = \begin{bmatrix} C_4C_5C_6 - S_4S_6 & -C_4C_5S_6 - S_4C_6 & C_4S_5 & 0 \\ C_5C_6S_4 + C_4S_6 & -C_5S_4S_6 + C_4C_6 & S_4S_5 & 0 \\ -C_6S_5 & S_5S_6 & C_5 & d_4 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.8})$$

$${}^2\mathbf{T}_6 = \begin{bmatrix} -C_6(S_3S_5 - C_3C_4C_5) - C_3S_4S_6 & S_6(S_3S_5 - C_3C_4C_5) - C_3C_6S_4 & C_5S_3 + C_3C_4S_5 & d_4S_3 \\ C_6(C_3S_5 + C_4C_5S_3) - S_3S_4S_6 & -S_6(C_3S_5 + C_4C_5S_3) - C_6S_3S_4 & C_4S_3S_5 - C_3C_5 & -d_4C_3 \\ C_4S_6 + C_5C_6S_4 & C_4C_6 - C_5S_4S_6 & S_4S_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.9})$$

Seule la quatrième colonne, notée $C4$, de ${}^1\mathbf{T}_6$ est utilisée pour la suite, les expressions des trois autres colonnes ne sont pas détaillées :

$${}^1\mathbf{T}_{6,C4} = \begin{bmatrix} d_4C_2S_3 - d_4S_2C_3 + a_2C_2 \\ d_4S_2S_3 + d_4C_2C_3 + a_2S_2 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_4S_{3-2} + a_2C_2 \\ d_4C_{3-2} + a_2S_2 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.10})$$

Pour la première partie de l'équation (A.6) :

$${}^0\mathbf{T}_1^{-1} = {}^1\mathbf{T}_0 = \begin{bmatrix} C_1 & S_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & -d_1 \\ S_1 & C_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.11})$$

$${}^1\mathbf{T}_0 \mathbf{T}_{\text{obj}} = \begin{bmatrix} C_1n_x + S_1n_y & C_1o_x + S_1o_y & C_1a_x + S_1a_y & C_1p_x + S_1p_y \\ n_z & o_z & a_z & p_z - d_1 \\ S_1n_x - C_1n_y & S_1o_x - C_1o_y & S_1a_x - C_1a_y & S_1p_x - C_1p_y \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.12})$$

A partir des éléments ligne 3, colonne 4, notés (3,4) de (A.10) et (A.12) :

$$S_1 p_x - C_1 p_x = 0 \iff \begin{cases} \theta_1 = \arctan 2(p_y, p_x) \\ \theta_1 = \arctan 2(-p_y, -p_x) \end{cases} \quad (\text{A.13})$$

A partir des éléments (1,4) et (2,4) de (A.10) et (A.12), en posant $L = C_1 p_x + S_1 p_y$ et $M = p_z - d_1$:

$$\begin{cases} d_4 S_{3-2} + a_2 C_2 = L \\ d_4 C_{3-2} + a_2 S_2 = M \end{cases} \quad (\text{A.14})$$

En sommant les carrés des deux expressions, puis en simplifiant :

$$\begin{aligned} L^2 + M^2 &= d_4^2 S_{3-2}^2 + 2a_2 d_4 S_{3-2} C_2 + a_2^2 C_2^2 + d_4^2 C_{3-2}^2 + 2d_4 a_2 C_{3-2} S_2 + a_2^2 S_2^2 \\ L^2 + M^2 &= a_2^2 + d_4^2 + 2a_2 d_4 S_3 \\ S_3 &= \frac{L^2 + M^2 - a_2^2 - d_4^2}{2a_2 d_4} = N \\ \theta_3 &= \arctan 2(N, \pm \sqrt{1 - N^2}) \end{aligned} \quad (\text{A.15})$$

Pour obtenir l'expression de θ_2 , l'inverse de 1T_2 est multiplié des deux côtés de (A.6) :

$$({}^1\mathbf{T}_2^{-1})({}^0\mathbf{T}_1^{-1})\mathbf{T}_{\text{obj}} = {}^2\mathbf{T}_3 {}^3\mathbf{T}_4 {}^4\mathbf{T}_5 {}^5\mathbf{T}_6|_{d_6=0} \quad (\text{A.16})$$

$${}^1\mathbf{T}_2^{-1} = {}^2\mathbf{T}_1 = \begin{bmatrix} C_2 & S_2 & 0 & -a_2 \\ S_2 & -C_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.17})$$

$${}^2\mathbf{T}_0 \mathbf{T}_{\text{obj}} = \begin{bmatrix} C_2(C_1 n_x + S_1 n_y) + S_2 n_z & C_2(C_1 o_x + S_1 o_y) + S_2 o_z \\ S_2(C_1 n_x + S_1 n_y) - C_2 n_z & S_2(C_1 o_x + S_1 o_y) - C_2 o_z \\ C_1 n_y - S_1 n_x & C_1 o_y - S_1 o_x \\ 0 & 0 \\ C_2(C_1 a_x + S_1 a_y) + S_2 a_z & C_2(C_1 p_x + S_1 p_y) + S_2(p_z - d_1) - a_2 \\ S_2(C_1 a_x + S_1 a_y) - C_2 a_z & S_2(C_1 p_x + S_1 p_y) - C_2(p_z - d_1) \\ C_1 a_y - S_1 a_x & C_1 p_y - S_1 p_x \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.18})$$

A partir des éléments (1,4) et (2,4) de (A.9) et (A.18) :

$$\begin{cases} C_2(C_1p_x + S_1p_y) + S_2(p_z - d_1) - a_2 = d_4S_3 \\ S_2(C_1p_x + S_1p_y) - C_2(p_z - d_1) = -d_4C_3 \end{cases} \quad (\text{A.19})$$

Soient :

$$\begin{cases} P = d_4S_3 + a_2 \\ Q = -d_4C_3 \\ rC_\phi = C_1p_x + S_1p_y \\ rS_\phi = p_z - d_1 \end{cases} \quad (\text{A.20})$$

Tels que :

$$\begin{cases} r = \sqrt{(C_1p_x + S_1p_y - a_1)^2 + (d_1 - p_z)^2} \\ \phi = \arctan2(p_z - d_1, C_1p_x + S_1p_y) \end{cases} \quad (\text{A.21})$$

En remplaçant dans (A.19) :

$$\begin{cases} C_2rC_\phi + S_2rS_\phi = P \\ S_2rC_\phi - C_2rS_\phi = Q \end{cases} \iff \begin{cases} C_{\theta_2-\phi} = \frac{P}{r} \\ S_{\theta_2-\phi} = \frac{Q}{r} \end{cases} \quad (\text{A.22})$$

La solution unique de θ_2 est obtenue :

$$\theta_2 - \phi = \arctan2(Q, P) \iff \theta_2 = \arctan2(Q, P) + \arctan2(d_1 - p_z, C_1p_x + S_1p_y) \quad (\text{A.23})$$

Au final, deux expressions de θ_1 , et θ_3 , et une solution unique de θ_2 , sont obtenues. Il est donc possible d'atteindre la même position du centre du poignet sphérique avec quatre combinaisons d'angle.

Solution du problème d'orientation : recherche de $\theta_4, \theta_5, \theta_6$

L'inverse de ${}^2\mathbf{T}_3$ est multiplié des deux côtés de (A.16), pour obtenir les expressions des termes d'orientation de la matrice ${}^3\mathbf{T}_6$:

$$({}^2\mathbf{T}_3^{-1})({}^1\mathbf{T}_2^{-1})({}^0\mathbf{T}_1^{-1})\mathbf{T}_{\text{obj}} = {}^3\mathbf{T}_0\mathbf{T}_{\text{obj}} = {}^3\mathbf{T}_4{}^4\mathbf{T}_5{}^5\mathbf{T}_6|_{d_6=0} \quad (\text{A.24})$$

$${}^2\mathbf{T}_3^{-1} = {}^3\mathbf{T}_2 = \begin{bmatrix} C_3 & S_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ S_3 & -C_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.25})$$

On note de a_{11} à a_{33} les termes des vecteurs n , o et a de 3T_0 :

$${}^3\mathbf{T}_0 \mathbf{T}_{\text{obj},n,o,a} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{bmatrix} \quad (\text{A.26})$$

Avec pour expressions :

$$\left\{ \begin{array}{l} a_{11} = C_{3-2}(C_1 n_x + S_1 n_y) - S_{3-2} n_z \\ a_{12} = C_{3-2}(C_1 o_x + S_1 o_y) - S_{3-2} o_z \\ a_{13} = C_{3-2}(C_1 a_x + S_1 a_y) - S_{3-2} a_z \\ a_{21} = C_1 n_y - S_1 n_x \\ a_{22} = C_1 o_y - S_1 o_x \\ a_{23} = C_1 a_y - S_1 a_x \\ a_{31} = S_{3-2}(C_1 n_x + S_1 n_y) + C_{3-2} n_z \\ a_{32} = S_{3-2}(C_1 o_x + S_1 o_y) + C_{3-2} o_z \\ a_{33} = S_{3-2}(C_1 a_x + S_1 a_y) + C_{3-2} a_z \end{array} \right. \quad (\text{A.27})$$

Finalement, l'inverse de ${}^3\mathbf{T}_4$ est multiplié des deux côtés de (A.24) pour évaluer les expressions de θ_4 , θ_5 , θ_6 à partir de (A.7) et de l'égalité suivante :

$$({}^3\mathbf{T}_4^{-1})({}^2\mathbf{T}_3^{-1})({}^1\mathbf{T}_2^{-1})({}^0\mathbf{T}_1^{-1})\mathbf{T}_{\text{obj},n,o,a} = {}^4\mathbf{T}_0 \mathbf{T}_{\text{obj}} = ({}^4\mathbf{T}_5 {}^5\mathbf{T}_6)_{n,o,a} \quad (\text{A.28})$$

$${}^3\mathbf{T}_4^{-1} = {}^4\mathbf{T}_3 = \begin{bmatrix} C_4 & S_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & d_4 \\ -S_4 & C_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{A.29})$$

$${}^4\mathbf{T}_3 {}^3\mathbf{T}_0 \mathbf{T}_{\text{obj},n,o,a} = {}^4\mathbf{T}_0 \mathbf{T}_{\text{obj}} = \begin{bmatrix} C_4 a_{11} + S_4 a_{21} & C_4 a_{12} + S_4 a_{22} & C_4 a_{13} + S_4 a_{23} \\ -a_{31} & -a_{32} & -a_{33} \\ -S_4 a_{11} + C_4 a_{21} & -S_4 a_{12} + C_4 a_{22} & -S_4 a_{13} + C_4 a_{23} \end{bmatrix} \quad (\text{A.30})$$

A partir de l'égalité de l'élément (3,3) de (A.30) et (A.7) :

$$-S_4a_{13} + C_4a_{23} = 0 \iff \frac{S_4}{C_4} = \frac{a_{23}}{a_{13}} \quad (\text{A.31})$$

On trouve deux expressions pour θ_4 :

$$\begin{cases} \theta_4 = \arctan2(a_{23}, a_{13}) \\ \theta_4 = \arctan2(-a_{23}, -a_{13}) \end{cases} \quad (\text{A.32})$$

A partir des éléments (1,3) et (2,3) :

$$\begin{cases} S_5 = C_4a_{13} + S_4a_{23} \\ -C_5 = -a_{33} \end{cases} \quad (\text{A.33})$$

On trouve l'expression de θ_5 :

$$\theta_5 = \arctan2(C_4a_{13} + S_4a_{23}, a_{33}) \quad (\text{A.34})$$

A partir des éléments (3,1) et (3,2) :

$$\begin{cases} S_6 = -S_4a_{11} + C_4a_{21} \\ C_6 = -S_4a_{12} + C_4a_{22} \end{cases} \quad (\text{A.35})$$

L'expression de θ_6 est obtenue :

$$\theta_6 = \arctan2(C_4a_{21} - S_4a_{11}, C_4a_{22} - S_4a_{12}) \quad (\text{A.36})$$

Deux expressions de θ_4 , et deux solutions uniques de θ_5 et θ_6 sont obtenues : Il y a ainsi deux combinaisons d'angles permettant d'obtenir l'orientation du poignet recherchée. En combinant ce résultat avec celui obtenu dans la résolution des trois premiers angles, huit solutions différentes sont obtenues pour ce problème de cinématique inverse, présentées au Tableau A.2.

Tableau A.2 Synthèse des huit combinaisons d'angles possibles

Combinaison	Axe 1	Axe 2	Axe 3	Axe 4	Axe 5	Axe 6
1	θ_{1a}	θ_2	θ_{3a}	θ_{4a}	θ_5	θ_6
2	θ_{1b}	θ_2	θ_{3a}	θ_{4a}	θ_5	θ_6
3	θ_{1a}	θ_2	θ_{3b}	θ_{4a}	θ_5	θ_6
4	θ_{1b}	θ_2	θ_{3b}	θ_{4a}	θ_5	θ_6
5	θ_{1a}	θ_2	θ_{3a}	θ_{4b}	θ_5	θ_6
6	θ_{1b}	θ_2	θ_{3a}	θ_{4b}	θ_5	θ_6
7	θ_{1a}	θ_2	θ_{3b}	θ_{4b}	θ_5	θ_6
8	θ_{1b}	θ_2	θ_{3b}	θ_{4b}	θ_5	θ_6

ANNEXE B MOTEURS ET RÉDUCTEURS CANDIDATS

Tableau B.1 Moteurs candidats Robodrive (série ILM) et T-motor (série RI)

Référence	Puissance (W)	Couple nominal (Nm)	Vitesse nominale (RPM)	Vitesse à vide (RPM)	Masse (g)	Diamètre (mm)	Longueur (mm)	Inertie (kg.cm ²)
ILM 25x04	70	0,03	19462	22380	16	25	10,8	0,00147
ILM 25x08	80	0,06	10722	13490	25	25	15,2	0,00231
ILM 38x06	110	0,10	9091	10570	53	38	15,3	0,0101
ILM 38x12	240	0,23	14806	20350	89	38	22,3	0,0203
ILM 50x08	210	0,30	10857	13420	87	50	16,4	0,054
ILM 50x14	210	0,54	5979	7700	135	50	22,8	0,09
ILM 70x10	250	0,66	5589	7310	220	70	22,6	0,196
ILM 70x18	270	1,24	3137	4220	330	70	30,5	0,321
ILM 85x13	440	1,44	4706	5880	400	85	27,2	0,61
ILM 85x23	460	2,56	2353	2940	620	85	37,2	0,98
ILM 85x26	470	2,90	2118	2646	670	85	40,7	1,06
RI50 KV100	83	0,58	1365	2400	181	54	24,0	0,054
RI60 KV120	96	0,57	1610	2880	156	60	21,0	0,06
RI70 KV95	143	0,94	1450	2280	270	76	22,0	0,076
RI80 KV75	194	1,45	1280	1800	411	85	26,5	0,085
RI100 KV105	269	1,76	1460	2520	500	104	24,5	0,104

Tableau B.2 Réducteurs candidats Harmonic Drive (séries CSD-2A, CPL-2A et CSG-2A)

Référence	Réduction	Couple nominal (Nm)	Couple moyen (Nm)	Masse (g)	Vitesse max en entrée (RPM)	Diamètre (mm)	Longueur (mm)	Inertie (kg.cm ²)
CSD-14-2A	100	5,4	7,7	60	8500	50	11,0	0,021
CSD-17-2A	100	16	27	100	7300	60	12,5	0,054
CSD-20-2A	160	28	34	130	6500	70	14,0	0,09
CSD-25-2A	160	47	75	240	5600	85	17,0	0,282
CSD-32-2A	160	96	151	510	4800	110	22,0	1,09
CPL-14-2A	100	7,8	11	55	8500	50	23,6	0,02
CPL-17-2A	120	24	39	100	7300	60	26,7	0,049
CPL-20-2A	160	49	49	140	6500	70	29,0	0,112
CPL-25-2A	160	67	108	240	5600	85	34,1	0,263
CSG-14-2A	100	10	14	90	8500	50	28,6	0,033
CSG-17-2A	120	31	51	150	7300	60	32,6	0,079
CSG-20-2A	160	52	64	280	6500	70	33,6	0,193
CSG-25-2A	160	87	140	420	5600	85	37,1	0,41