



**HAL**  
open science

# Conception d'un robot parallèle à câbles pour la fabrication additive

Damien Gueners

► **To cite this version:**

Damien Gueners. Conception d'un robot parallèle à câbles pour la fabrication additive. Automatique / Robotique. Université Clermont Auvergne, 2021. Français. NNT : 2021UCFAC026 . tel-03578159

**HAL Id: tel-03578159**

**<https://theses.hal.science/tel-03578159v1>**

Submitted on 17 Feb 2022

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

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

# Université Clermont Auvergne

*Ecole Doctorale des Sciences pour l'Ingénieur de Clermont-Ferrand*

projet de

## **Thèse doctorale**

spécialité

**Electronique et Systèmes**

présentée par

**Damien GUENERS**

Doctorant Institut Pascal

## CONCEPTION D'UN ROBOT PARALLÈLE À CÂBLES POUR LA FABRICATION ADDITIVE

*Thèse soutenue le 20 mai 2021 devant le jury composé de :*

M. Didier REMOND	Professeur des Universités, LaMCoS	Président
M. Stéphane CARO	Directeur de recherche, LS2N	Rapporteur
M. Marc GOUTTEFARDE	Directeur de recherche, LIRMM	Rapporteur
M. Simon CHESNE	Maître de conférences, HDR, LaMCoS	Examineur
Mme. Hélène CHANAL	Maître de conférences, HDR, Institut Pascal	Co-Directeur
M. Belhassen Chedli BOUZGARROU	Professeur des Universités, Institut Pascal	Co-Directeur



# Remerciements

Je remercie mes encadrants de thèse Hélène et Chedli de m'avoir donné ma chance pour travailler sur un sujet passionnant pendant ces trois années.

Je remercie la région AURA, la fondation S.mart et le programme WoW d'avoir financé le projet de thèse.

Je remercie l'équipe du LaMCoS Florian, Didier et Simon pour leurs interventions dans le projet CABFAB.

Je remercie Marc et Stéphane d'avoir rapporter ma thèse et leurs échanges durant les différentes conférences et colloques auxquels j'ai participé.

Je remercie mes amis doctorants et jeunes chercheurs avec lesquels j'ai pu me divertir à Clermont-Ferrand Irmella, Geoffrey, Natalya, Yiheng, Jean-Charles, Tacos, Denis, Corentin, Quentin, Siddharth, Mathieu, Marc, Adrien, Jean-Baptiste, Charles, Guillaume, Héloïse, Nicolas, Dimitri, Rym, Chahrazed, Zine, Van-Dong, Dana, Pan, Pierre, Yara, Morteza, Louis, Mari, Bertrand, Adrian.

Je remercie les doctorants et jeunes chercheurs allemands qui m'ont accueilli à Stuttgart pendant 2 mois Christian, Gauthiez, Marc, Christoph, Felix, Gesine, Martin, Tobias, Thomas.

Je remercie les étudiants de Sigma-Clermont qui ont contribué à mon projet de thèse notamment Camila pour sa grande aide sur la conception du robot durant son stage.

Je remercie l'équipe du CTT pour l'aide apportée dans la réalisation du robot, Clément, Adrien, Mylène, Bernard et Nicolas. Je remercie Alexis pour son aide dans les essais sur machines et de m'avoir fait découvrir l'escalade.

Je remercie les enseignants du SUAPS pour les activités physiques et sportives proposées en particulier Françoise, Alain et Michel.

Je remercie l'ensemble des enseignants de la spécialité Robotique de Polytech Sorbonne et du master SAR de l'université Pierre et Marie Curie. Je remercie aussi mon binôme de Robotech Nicolas.

Je finis ces remerciements par la personne la plus importante à mes yeux ma maman.



# Résumé

Cette thèse porte sur la conception d'un robot parallèle à câble pour la fabrication additive. Ce type de robot présente une architecture particulière, où l'organe terminal est déplacé seulement à l'aide de câbles. L'utilisation de câbles permet de diminuer les masses en mouvement et ainsi effectuer des trajectoires rapides. De plus, l'espace de travail des robots parallèles à câbles est plus grand que celui des robots avec des membres rigides. Ces principaux avantages font qu'ils devraient être de plus en plus utilisés dans l'industrie.

En parallèle du développement de ce type de robot, la fabrication additive couramment appelée impression 3D connaît un développement très important depuis ces 10 dernières années. L'utilisation d'un robot parallèle à câbles pour l'impression 3D peut présenter les avantages suivants : augmenter la vitesse de déplacement de la tête d'impression, augmenter la taille des pièces imprimées et diminuer les coûts de fabrication du robot et des pièces.

Cette thèse combine deux technologies prometteuses. Toutefois, il est nécessaire de garantir la précision de suivi de trajectoire du robot à câbles pour pouvoir réaliser la tâche d'impression 3D. En effet, les robots parallèles à câbles présentent une précision plus faible que celles des robots rigides à cause du comportement mécanique des câbles liés à leur élasticité. La thèse porte donc sur la réalisation d'un prototype de robot parallèle à câbles optimisé pour assurer une précision géométrique et dynamique de suivi de trajectoires suffisante pour la fabrication additive.

Dans un premier temps, différentes modélisations des robots parallèles à câbles sont élaborées. Ces modélisations sont utilisées pour optimiser la conception et la mise en œuvre du robot pour l'impression 3D. Dans un second temps, le modèle élasto-statique du robot au niveau de la plateforme est développé puis validé expérimentalement. L'influence de la force sollicitant les câbles sur la rigidité du robot est aussi analysée. Le matériau du câble a aussi une grande influence sur le comportement mécanique du robot. Des essais de caractérisation de trois types de câbles (acier, *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide) ont été réalisés. Ces essais permettent de déterminer quel type de câble est le plus adapté pour notre robot. La géométrie du robot est optimisée en

considérant la rigidité de la plateforme et l'espace d'impression du robot. Cette optimisation permet de déterminer la position des points d'ancrages du robot. Finalement, le prototype final du robot que nous avons conçu est présenté et ses performances réelles sont observées.

# Table des matières

<b>1</b>	<b>Les robots parallèles à câbles et la fabrication additive</b>	<b>21</b>
1.1	Les robots parallèles à câbles . . . . .	23
1.1.1	Les robots parallèles à câbles hybrides . . . . .	23
1.1.2	Les robots parallèles à câbles plans . . . . .	25
1.1.3	Les robots parallèles à câbles suspendus . . . . .	28
1.1.4	Les robots parallèles à câbles totalement contraints . . . . .	32
1.2	La fabrication additive . . . . .	34
1.2.1	Les procédés de fabrication additive . . . . .	34
1.2.2	Caractéristiques de l'impression par dépôt de filament . . . . .	36
1.2.3	Les robots parallèles à câbles dans la fabrication additive . . . . .	37
1.3	Le projet CABFAB . . . . .	39
<b>2</b>	<b>Etats de l'art sur la mise en œuvre des robots parallèles à câbles</b>	<b>43</b>
2.1	Modélisation des robots parallèles à câbles . . . . .	44
2.1.1	Modélisation géométrique d'un robot parallèle à câbles . . . . .	44
2.1.2	Modèle statique d'un robot parallèle à câbles . . . . .	46
2.1.3	Modélisation dynamique d'un robot parallèles à câbles . . . . .	47
2.2	Caractérisation du comportement mécanique des câbles . . . . .	48
2.2.1	Hystérésis . . . . .	48
2.2.2	Amortissement . . . . .	49
2.2.3	Durée de vie . . . . .	50
2.3	Mise en œuvre . . . . .	51
2.3.1	Optimisation des points d'ancrages . . . . .	51
2.3.2	Choix technologique des éléments mécaniques . . . . .	52
2.3.3	Contrôle de la force dans les câbles . . . . .	58
2.4	Problématique de la thèse . . . . .	58



2.4.1	Positionnement des travaux de thèse . . . . .	59
2.4.2	Verrous scientifiques et méthodes de résolutions . . . . .	60
<b>3</b>	<b>Modélisation d'un robot parallèle à câbles pour la fabrication additive</b>	<b>63</b>
3.1	Modèle géométrique . . . . .	64
3.1.1	Modèle géométrique simplifié . . . . .	64
3.1.2	Modèle géométrique avec poulie intermédiaire . . . . .	65
3.2	Modèle statique et dynamique . . . . .	67
3.2.1	Équilibre statique et distribution des forces dans les câbles . . . . .	68
3.2.2	Matrice de rigidité . . . . .	70
3.2.3	Modèle dynamique . . . . .	72
3.3	Espace d'impression . . . . .	74
3.3.1	Espace de travail . . . . .	74
3.3.2	Calcul du point d'intersection entre un câble et un plan . . . . .	75
3.3.3	Détection des collisions entre les câbles et un volume cylindrique . . . . .	76
3.3.4	Volume d'impression maximum . . . . .	77
3.4	Conclusion . . . . .	78
<b>4</b>	<b>Influence des câbles sur le comportement vibratoire d'un robot parallèle à câbles</b>	<b>81</b>
4.1	Caractérisation d'un câble . . . . .	82
4.1.1	Caractérisation du comportement des câbles à l'aide d'un viscoanalyseur . . . . .	83
4.1.2	Identification du module d'élasticité et d'amortissement des câbles . . . . .	84
4.1.3	Fluage . . . . .	86
4.1.4	Caractérisation du phénomène d'hystérésis . . . . .	87
4.1.5	Résumé . . . . .	90
4.2	Analyse statique et dynamique d'un robot parallèle à câbles . . . . .	91
4.2.1	Simulation dynamique . . . . .	92
4.2.2	Analyse expérimentale de la rigidité . . . . .	94
4.2.3	Perte de force dans les câbles d'un robot parallèle à câbles . . . . .	98
4.3	Conclusion . . . . .	99
<b>5</b>	<b>Optimisation d'un robot parallèle à câbles pour la fabrication additive</b>	<b>103</b>
5.1	L'algorithme d'optimisation . . . . .	103
5.1.1	Paramètres d'optimisation . . . . .	103
5.1.2	Critère d'optimisation . . . . .	104

5.1.3	Résultats . . . . .	105
5.2	Analyse modale dans l'espace d'impression . . . . .	106
5.2.1	Analyse de la rigidité . . . . .	107
5.2.2	Analyse modale . . . . .	108
5.2.3	L'espace d'impression . . . . .	110
5.2.4	Simulation dynamique . . . . .	110
5.3	Analyse de l'influence de la précharge . . . . .	113
5.3.1	Influence des termes de la matrice de rigidité du robot pour les deux plateformes . . . . .	114
5.3.2	Validation expérimentale de l'optimisation . . . . .	114
5.4	Conclusion . . . . .	117
<b>6</b>	<b>Validation expérimentale sur un prototype de robot parallèle à câbles</b>	<b>123</b>
6.1	Présentation du robot . . . . .	123
6.1.1	Conception mécanique des éléments du prototype . . . . .	124
6.1.2	L'électronique de commande . . . . .	126
6.1.3	Contrôle en position-vitesse-courant . . . . .	126
6.2	Calibration . . . . .	128
6.2.1	Mesure de la position des éléments . . . . .	128
6.2.2	Modélisation de l'enrouleur . . . . .	130
6.2.3	Identification géométrique de l'enroulement du câble . . . . .	131
6.3	Performances dynamiques des plateformes Init X et Optim . . . . .	134
6.3.1	Respect de l'équilibre statique . . . . .	135
6.3.2	Erreur dynamique . . . . .	137
6.3.3	Erreur géométrique sans considérer la déformation élastique du câble .	138
6.3.4	Erreur géométrique en considérant la déformation élastique du câble . .	141
6.4	Conclusion . . . . .	141
<b>A</b>	<b>Détail du calcul de la matrice de rigidité</b>	<b>181</b>
<b>B</b>	<b>Paramètres des plateformes</b>	<b>187</b>
<b>C</b>	<b>Positions expérimentales des plateformes</b>	<b>189</b>
<b>D</b>	<b>Rigidité théorique du câble en acier pour les deux plateformes</b>	<b>191</b>



# Table des figures

1.1	Schéma de marionnette à fil automatisée de Frank E.Ueltschi [Ueltschi (1949)]	22
1.2	Plateforme de Landsberger-Sheridan [Landsberger and Sheridan (1987)] . . . . .	24
1.3	ICARE 3D [Brau and Gosselin (2006); Ferlay and Gosselin (2008)] . . . . .	25
1.4	Prototype de robot plan horizontal du CSHI [Williams (1998)] . . . . .	26
1.5	Schéma du Vertical Plotter [Plotter] . . . . .	27
1.6	Robot parallèle à câbles suspendu CoGiro [CoGiRo] . . . . .	29
1.7	Grand prix de Formule 1 du Mexique 2019 [Formula1 (2019)] . . . . .	31
1.8	C4 robot [Bosscher et al. (2007)] . . . . .	38
1.9	Construction en argile avec Cogiro [Izard et al. (2017, 2018); Dubor et al. (2018)]	38
1.10	Impression 3D avec mousse [Barnett and Gosselin (2015)] . . . . .	39
1.11	Hangprinter [Ludvigsen] . . . . .	39
1.12	Heifei University Printer [Zhong and Qian (2018); Qian et al. (2018a); Zi et al. (2019)] . . . . .	40
1.13	CaRo Printer [Pott et al. (2019)] . . . . .	40
2.1	Câble tendu et câble présentant un affaissement . . . . .	45
2.2	Phénomène d’hystérésis sur un câble lors de la charge et de la décharge. Résultat expérimental pour un câble en <i>Dyneema</i> <sup>®</sup> [Choi and Park (2018)] et acier [Miyasaka et al. (2016)] . . . . .	49
2.3	Allongement du câble à la suite d’une perturbation en fonction des caractéristiques d’amortissement. . . . .	50
2.4	Allure de l’allongement d’un câble avec du fluage soumis à une force de traction constante. . . . .	50
2.5	Tambour avec un enroulement non maîtrisé du câble (vue de coupe) . . . . .	52
2.6	Tambour fileté (vue de coupe) . . . . .	52
2.7	Tambour en rotation et translation à l’aide d’une liaison hélicoïdale (vue de coupe)	53
2.8	Tambour avec un point de sortie fixe. . . . .	54

2.9	Tambour avec guidage du câble à l'aide d'une poulie et d'une liaison hélicoïdale.	55
2.10	Quelques configurations de points d'ancrage intermédiaires possibles. . . . .	56
2.11	Quelques configurations de fixation sur la plateforme . . . . .	57
2.12	Prototype final . . . . .	62
3.1	Schéma d'un câble reliant la MPF et la base fixe . . . . .	64
3.2	Schéma de la poulie . . . . .	66
3.3	Organigramme de la simulation dynamique . . . . .	74
3.4	Collision entre la pièce à imprimer et un câble . . . . .	76
3.5	Calcul du volume d'impression . . . . .	79
4.1	Les 4 câbles étudiés. . . . .	82
4.2	Viscoanalyseur Metravib VA2000 pour analyse mécanique dynamique . . . . .	83
4.3	modèle de Kelvin-Voigt . . . . .	84
4.4	Module d'élasticité $E'$ par rapport à la fréquence de vibration de la charge du câble. . . . .	85
4.5	Amortissement $c$ par rapport à la fréquence de vibration de la charge du câble (échelle logarithmique). . . . .	86
4.6	Elongation du câble en fonction du temps. . . . .	86
4.7	Machine de traction Instron 5543. . . . .	88
4.8	Mesure du déplacement pendant cinq cycles de chargement-déchargement de 10 N à 50 N. . . . .	89
4.9	Montage expérimental de l'analyse modale. . . . .	92
4.10	Trajectoire circulaire désirée pour la simulation : (droite) espace opérationnel, (gauche) espace des longueurs de câbles. . . . .	93
4.11	Erreurs radiales de la trajectoire circulaire simulée par rapport au temps. . . . .	94
4.12	Erreurs d'altitude de la trajectoire simulée du cercle par rapport au temps. . . . .	94
4.13	Erreurs d'orientation de la plateforme mobile de la trajectoire circulaire simulée par rapport au temps. . . . .	95
4.14	Fréquences simulées et mesurées des différents modes par rapport à la précharge moyenne dans les câbles. . . . .	97
4.15	Évolution de la perte de tension moyenne du câble sur 1 heure sur une structure de câble entièrement contrainte avec les quatre câbles différents. . . . .	99
5.1	Paramètres d'optimisations . . . . .	104

5.2	Erreur circulaire sans algorithme de distributions des forces . . . . .	111
5.3	Erreur circulaire avec algorithme de distributions des forces . . . . .	111
5.4	Erreur d'altitude sans algorithme de distributions des forces . . . . .	112
5.5	Erreur d'altitude avec algorithme de distributions des forces . . . . .	112
5.6	Erreur en orientation sans algorithme de distributions des forces . . . . .	113
5.7	Erreur en orientation avec algorithme de distributions des forces . . . . .	113
5.8	Mode 1. . . . .	115
5.9	Mode 2. . . . .	116
5.10	Mode 3. . . . .	116
5.11	Mode 4. . . . .	117
5.12	Mode 5. . . . .	117
5.13	Mode 6. . . . .	118
5.14	Rigidité de l'espace d'impression sur les 6 ddl pour les configurations Init (gauche), Init X (centre) et Optim (droite). . . . .	120
5.15	Mode propre de l'espace d'impression sur les 6 ddl pour les configurations Init (gauche), Init X (centre) et Optim (droite) . . . . .	121
6.1	Prototype final . . . . .	124
6.2	Solution d'enroulement radial du câble . . . . .	125
6.3	Fente en semi-V des poulies intermédiaires . . . . .	125
6.4	Contrôle en position/vitesse/courant . . . . .	127
6.5	Génération de la trajectoire angulaire des moteurs . . . . .	127
6.6	Mesure de la position de la poulie . . . . .	129
6.7	Mesure de la position de l'enrouleur . . . . .	129
6.8	Les deux configurations d'enroulement possibles . . . . .	130
6.9	Mesure de la longueur du câble sortie en fonction de l'angle du moteur . . . . .	131
6.10	Variation du rayon d'enroulement en fonction de l'angle de l'enrouleur . . . . .	133
6.11	Position de la mire du laser sur la plateforme Init X . . . . .	135
6.12	Position de la mire du laser sur la plateforme Optim . . . . .	135
6.13	Erreur selon z et circulaire pour la plateforme Init X. . . . .	139
6.14	Erreur selon z et circulaire pour la plateforme Optim. . . . .	140
6.15	Modèle géométrique partiel considérant la déformation élastique des câbles . . . . .	141
6.16	Erreur selon z et circulaire pour la plateforme Optim. . . . .	142

6.17	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en $x, y, z$ à 0,1 m/s au point 1 de la plateforme Init X. . . . .	144
6.18	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en $x, y, z$ à 0,1 m/s au point 2 de la plateforme Init X. . . . .	144
6.19	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en $x, y, z$ à 0,1 m/s au point 3 de la plateforme Init X. . . . .	145
6.20	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en $x, y, z$ à 0,1 m/s au point 4 de la plateforme Init X. . . . .	145
6.21	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en $x, y, z$ à 0,1 m/s au point 5 de la plateforme Init X. . . . .	146
6.22	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs simulées en $x, y, z, \psi, \theta, \phi$ pour la plateforme Init X. . . . .	146
6.23	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en $x, y, z$ à 0,1 m/s au point 1 de la plateforme Optim. . . . .	147
6.24	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en $x, y, z$ à 0,1 m/s au point 2 de la plateforme Optim. . . . .	147
6.25	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en $x, y, z$ à 0,1 m/s au point 3 de la plateforme Optim. . . . .	148
6.26	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en $x, y, z$ à 0,1 m/s au point 4 de la plateforme Optim. . . . .	148
6.27	Diagrammes d'amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs simulées en $x, y, z, \psi, \theta, \phi$ pour la plateforme Optim. . . . .	149
B.1	Croquis de la plateforme Init (gauche) et de la plateforme Init X (droite). Les plus grands trous sont pour la mire du laser tracker. . . . .	187
B.2	Croquis de la plateforme Optim. Les plus grands trous sont pour la mire du laser tracker. . . . .	188
E.1	Mise en plan de la partie plexiglas de l'enrouleur. . . . .	195
E.2	Mise en plan de la partie aluminium de l'enrouleur. . . . .	196

# Liste des tableaux

1.1	Caractéristiques idéales de température de la tête et du lit et de vitesse de dépose des différents filaments utilisant le dépôt de matière par extrusion. . . . .	36
1.2	Caractéristiques de l'imprimante Ultimaker S5. . . . .	37
4.1	Module d'élasticité $E'$ et rigidité longitudinale théorique $k$ pour un câble de 1 m	85
4.2	Allongement du câble à la fin de chaque cycle avec la différence d'allongement entre le début et la fin du cycle. . . . .	88
4.3	Approximation de la rigidité linéaire équivalente (en kN/m) pour la phase de chargement uniquement, pour la phase de déchargement uniquement et pour les deux phases à chaque cycle . . . . .	89
4.4	Approximation du module d'élasticité équivalent (en GPa) pour la phase de chargement uniquement, pour la phase de déchargement uniquement et pour les deux phases à chaque cycle . . . . .	90
4.5	Aire de l'hystérésis (en N.mm) entre les phases de charge et de déchargement pour chaque cycle. . . . .	91
4.6	Module de rigidité mesuré (en GPa) à partir des deux machines. . . . .	91
4.7	Positions des points d'ancrages sur la structure et la plateforme Init X. . . . .	92
4.8	Module d'élasticité pour la simulation . . . . .	92
4.9	Erreurs maximales de la trajectoire circulaire simulée pour les différents câbles.	93
4.10	Augmentation de la fréquence expérimentale entre la précharge la plus faible et la précharge la plus élevée dans les câbles. . . . .	98
5.1	Paramètres initiaux et optimisés . . . . .	106
5.2	Paramètres des plateformes étudiées . . . . .	107
5.3	Raideur . . . . .	108
5.4	Mode propre . . . . .	109
5.5	Espace de travail et d'impression sur un volume de 1 m <sup>3</sup> . . . . .	110



5.6	Erreur maximale à vitesse lente. . . . .	111
6.1	Caractéristiques des moteurs. . . . .	126
6.2	Paramètres du contrôleur position/vitesse/courant. . . . .	127
6.3	Rayons d'enroulement expérimentaux moyens et théoriques en mm. . . . .	134
6.4	Angle de décalage entre les couches. . . . .	134
6.5	Niveaux de précharges initiales en N dans les câbles estimées à l'aide du couple moteur. . . . .	136
6.6	Somme de la force dans les câbles projetée dans le repère du robot. . . . .	136
6.7	Erreur circulaire et de hauteur pour les deux plateformes et les 3 niveaux de précharges aux points 1 . . . . .	138
C.1	Position de la plateforme Init X avec les câbles en acier pour la première mesure	189
C.2	Position de la plateforme Init X avec les câbles en acier pour la deuxième mesure	189
C.3	Position de la plateforme Optim avec les câbles en acier pour la première mesure	189
C.4	Position de la plateforme Optim avec les câbles en acier pour la deuxième mesure	190
D.1	Rigidité théorique du câble acier sur les 6 degrés de liberté avec l'influence de chaque matrice sur la rigidité pour la plateforme Init X et la première position. .	191
D.2	Rigidité théorique du câble acier sur les 6 degrés de liberté avec l'influence de chaque matrice sur la rigidité pour la plateforme Init X et la seconde position. .	192
D.3	Rigidité théorique du câble acier sur les 6 degrés de liberté avec l'influence de chaque matrice sur la rigidité pour la plateforme Optim et la première position.	193
D.4	Rigidité théorique du câble acier sur les 6 degrés de liberté avec l'influence de chaque matrice sur la rigidité pour la plateforme Optim et la seconde position. .	194

# Introduction

Les robots parallèles à câbles sont un thème de recherche très actif dans la communauté scientifique depuis la fin des années 90. La formulation de leurs modèles géométriques est similaire à celle de certains robots parallèles à membres rigides tels que la plateforme de Gough-Stewart. Ainsi, certains avantages des mécanismes parallèles classiques se retrouvent pour les robots parallèles à câbles comme la capacité à générer des mouvements avec des dynamiques importantes grâce à des masses en mouvement plus faibles que pour des robots sériels. Toutefois, la flexibilité des câbles en fait des robots de rigidité plus faible que celle des robots parallèles classiques. Cette faible rigidité entraîne deux types d'erreurs :

- la première est géométrique liée à la déformation importante des câbles et aux erreurs d'identification des paramètres géométriques du robot ;
- la seconde est dynamique liée aux vibrations.

En effet, la faible rigidité rend le robot plus sensible à l'apparition de vibrations au niveau de la plateforme, ce qui peut restreindre son utilisation pour des applications nécessitant une grande précision de suivi de trajectoire.

Par ailleurs, la fabrication additive se développe depuis les années 2000. En l'espace de 10 ans, le procédé de fabrication par dépôt de filament s'est grandement développé et démocratisé en passant d'une technologie industrielle à une technologie accessible au grand public par la diminution du coût de fabrication des pièces (principalement en plastique) et du prix des machines par dépôt de filament.

Cette thèse dans le cadre du projet CABFAB allie donc deux thématiques actuelles de recherche. Nous nous intéressons ainsi à l'utilisation des robots parallèles à câbles pour la fabrication additive par dépôt de filament. En effet, pour l'impression 3D, ces robots peuvent avoir les avantages suivants :

- une capacité d'accélération importante du fait des faibles masses en mouvement ;
- une géométrie reconfigurable facilement ;
- un espace de travail important pour un faible encombrement ;

- de grandes dimensions d'impression des pièces ;
- des coûts faibles de fabrication du robot et des pièces ;
- la productivité.

Toutefois, ces robots présentent actuellement une précision faible qui ne peut pas garantir la production de pièces de qualité suffisante. La thèse porte principalement sur la réalisation d'un prototype optimisé permettant de diminuer les erreurs de suivi de trajectoire géométriques et dynamiques afin que ces performances puissent convenir aux exigences de l'impression 3D.

Dans cette thèse, nous nous intéressons à la maîtrise des comportements statique et dynamique d'un robot parallèle à câbles. Les études sont basées sur une synthèse dimensionnelle (espace de travail, rigidité statique et modes vibratoires), la proposition d'un modèle dynamique et la prise en compte de la précharge des câbles dans la maîtrise du comportement d'un robot parallèle à câbles.

La démarche d'étude de la thèse repose, dans un premier temps sur la modélisation du type de robot envisagé afin d'optimiser sa conception et sa mise en œuvre. Un robot pleinement contraint est conçu. Cette modélisation prend en compte la rigidité des câbles ainsi que l'influence de la précharge dans les câbles sur la rigidité au niveau de la plateforme. Les modèles proposés sont validés expérimentalement sur un premier prototype sans moteur. A partir des modèles, une optimisation des points d'ancrages du robot est faite en vue d'augmenter la rigidité au niveau de la plateforme mobile dans l'espace d'impression. Une étude expérimentale est réalisée pour comparer les caractéristiques dynamiques de deux solutions, une première configuration du robot plus rigide par rapport à une seconde configuration moins rigide dans l'espace de travail. Lors de cette étude, l'influence sur la rigidité de la précharge des câbles est observée.

Dans la littérature, différents types de câbles sont utilisés. Une étude comparative de l'influence du comportement de différents types de câbles sur le comportement mécanique du robot est alors réalisée. Cette étude, nous permet de mettre en avant les avantages et inconvénients des différents types de câbles en vue de sélectionner le câble dont le comportement est le plus adapté à notre contexte d'utilisation. Les résultats des études seront validés sur un prototype de robot à 8 câbles. La mise en œuvre du robot nous a amené à choisir tous les composants du prototype. Ainsi, un enroulement radial maîtrisé du câble est choisi et conçu. Cette solution n'est pas utilisée sur les robots parallèles à câbles (RPCs) décrits dans la littérature. Le prototype final permet d'évaluer les performances obtenues à l'aide de cette solution d'enroulement. Cet enroulement est un apport technique en plus d'être scientifique. Les apports scientifiques de cette thèse se focalisent sur l'amélioration de la rigidité des RPCs pour diminuer l'erreur de suivi de trajectoire dynamique. Le reste de la thèse est structurée en 6 chapitres.

Le premier chapitre présente le contexte de la thèse, c'est à dire les robots parallèles à câbles et la fabrication additive. Différentes architectures de RPCs sont présentées avec leurs applications possibles. Les procédés de fabrication additive sont introduits et plus de détails sont donnés sur le procédé d'impression par dépôt de filament. Puis une présentation des RPCs utilisés dans la fabrication additive est faite. Ce chapitre se terminera sur la présentation du projet CABFAB.

Le second chapitre introduit les différentes modélisations géométrique, statique et dynamique présentes dans la littérature. Pour ces modèles le câble est l'élément principal. Les différents phénomènes causés par le comportement mécanique du câble sont exposés. En plus du câble, la position des points d'ancrages influe sur les performances des RPCs. Les différents paramètres pouvant servir à l'optimisation géométrique des robots sont identifiés. Ensuite les différents éléments mécaniques sur les RPCs sont décrits. Ce chapitre est suivi d'une brève description des stratégies existantes de contrôle des forces dans les câbles. Ce chapitre se conclut sur le positionnement de la thèse et sa contribution scientifique.

Le troisième chapitre porte sur la modélisation du comportement d'un RPC pour la fabrication additive. Les différentes modélisations mises en place dans ces travaux de thèse sont détaillées. Un modèle géométrique simplifié et un modèle géométrique considérant les poulies intermédiaires sont détaillés. Un modèle statique défini par une matrice de rigidité prenant en compte l'influence de la précharge est proposé. Puis, le modèle dynamique utilisé pour les simulations est formulé. Enfin, l'espace de travail et l'espace d'impression sont déterminés. Les modèles élaborés dans ce chapitre serviront aux développements des chapitres suivants pour l'optimisation de l'architecture du robot.

Le quatrième chapitre traite de l'influence du type de câble sur le comportement d'un RPC. Trois types de câbles sont étudiés. Dans un premier temps, des essais expérimentaux permettent d'identifier le module d'élasticité et l'amortissement des câbles associés à un modèle rhéologique de Kelvin-Voigt. Les câbles sont ensuite caractérisés avec des essais mettant en avant les phénomènes de fluage et d'hystérésis. Puis une simulation dynamique est proposée pour comparer les erreurs de suivi de trajectoire générées par le comportement dynamique en fonction du type de câble. Enfin, une analyse vibratoire expérimentale est réalisée sur un prototype sans moteur. Cette analyse expérimentale permet de valider les modèles statique et dynamique exposés dans le chapitre 3. Elle permet aussi de comparer le comportement vibratoire de la plateforme en fonction du type de câble utilisé. Finalement, le fluage des câbles est aussi observé sur la structure expérimentale.

Le cinquième chapitre porte sur l'optimisation géométrique des points d'ancrages du robot pour la fabrication additive. Un algorithme d'optimisation est proposé pour augmenter la

rigidité dans l'espace d'impression. Puis une comparaison des performances théoriques d'une plateforme non optimisée et de la plateforme optimisée est faite. Enfin, une validation expérimentale des performances statiques de ces deux plateformes, optimisée et non optimisée, est réalisée. Les modèles numériques seront aussi confrontés aux résultats expérimentaux.

Le chapitre 6 décrit la mise en œuvre finale d'un prototype. La conception mécanique, l'architecture matérielle et logicielle sont exposées. Puis, la calibration du robot à l'aide d'un laser tracker pour déterminer la position des éléments du robot est présentée. La conception et la modélisation de l'enrouleur développé sont détaillées. Enfin, les performances réelles du robot en fonction de la plateforme mobile sont analysées ainsi que l'influence de la précharge dans les câbles en considérant une trajectoire plane circulaire dans l'espace opérationnel.

# Chapitre 1

## Les robots parallèles à câbles et la fabrication additive

L'élément caractéristique des robots parallèles à câbles est comme son nom l'indique ses câbles. L'utilisation de cordes pour déplacer des objets n'est pas récente. Les premières traces d'utilisation de cordes en fibre naturelle remontent à la préhistoire [Corde]. Son utilisation aurait été pour la chasse, la traction d'objets et l'assemblage d'objets. Les machines utilisant des cordes seraient apparues à l'antiquité pour manipuler les pierres dans la construction de bâtiments [Corde]. Les cordes ont aussi contribué à l'apparition des premiers voiliers. Avec la révolution industrielle, la traction de l'homme a été remplacée par des moteurs thermiques et plus tard par des moteurs électriques. A partir de la deuxième moitié du XIX<sup>ème</sup> siècle, les cordes en chanvre ont été remplacées par les câbles de traction en acier, invention de l'inspecteur des Mines Allemand Wilhelm Albert [Câble]. Le câble en acier s'est étendu au génie civil pour la construction de ponts et autres types d'architectures. Les cordes synthétiques apparaissent au milieu du XX<sup>ème</sup> siècle avec le développement des fibres en plastique [Corde]. Aujourd'hui, l'utilisation de machines motorisées à câbles dans l'industrie est largement établie [Câble] : portiques de manutention, grues, machines d'extraction dans les mines, ascenseurs, hélitreuillage, télésièges, caténares, navires ...

Les ancêtres des robots à câbles sont les automates et les marionnettes. La date d'invention des marionnettes à fil est encore incertaine. Elle pourrait être antérieure au XVI<sup>ème</sup> siècle [Cheng et al. (2004)]. Le premier brevet de marionnettes à fil automatisées avec un moteur électrique (figure 1.1) date de 1949 par Frank E.Ueltschi [Ueltschi (1949)]. Depuis 1973, le marionnettiste Jean-Claude Dehi [Dehix and Dori (1958)] anime les vitrines des magasins des grands boulevards de Paris.

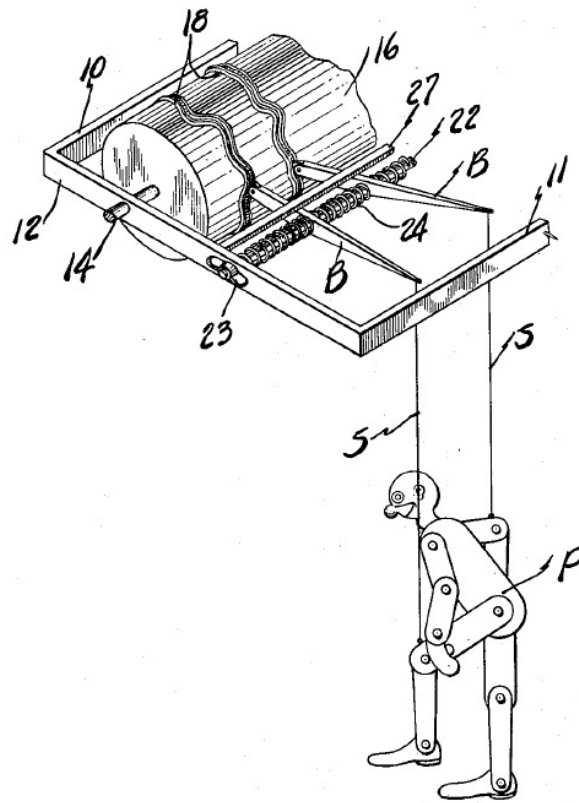


FIGURE 1.1 – Schéma de marionnette à fil automatisée de Frank E.Ueltschi [Ueltschi (1949)]

En robotique, l'apparition des robots parallèles à câbles (RPC) semble être liée à deux idées observables sur deux brevets majeurs sur les RPCs de 1985. La première serait d'augmenter l'espace de manipulation comme le propose la Skycam de Garreth Brown [Brown (1985)] pour déplacer une caméra sur toute la surface d'un stade. La seconde serait de remplacer les membres d'un mécanisme à barres rigides par des câbles. La plateforme de Landsberger-Sheridan [Landsberger and Sheridan (1987)] utilise un seul élément rigide déplacé à l'aide de câbles pour diminuer les masses en mouvement.

Depuis, l'intérêt pour ce type de robot ne fait qu'augmenter. Quatre principales familles d'architectures de RPCs existent et sont détaillées avec leurs applications industrielles associées. Les différents procédés de fabrication seront ensuite introduits et des exemples de robots parallèles à câbles utilisant la fabrication additive seront cités. L'objectif de cette étude bibliographique est de choisir une architecture de robot parallèle à câbles pour la fabrication additive de pièce de taille moyenne ( $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ m}^3$ ). Le chapitre se conclut sur le positionnement du projet CABFAB pour la réalisation d'un RPC pour l'impression 3D.

## 1.1 Les robots parallèles à câbles

Les robots parallèles à câbles (RPCs) sont des robots parallèles dont l'actionneur et l'effecteur sont reliés par des câbles [Verhoeven (2004)]. Chaque câble est enroulé autour d'un tambour actionné par un moteur électrique. Le moteur est capable de modifier la longueur du câble en l'enroulant, mais il ne peut pas le faire en le déroulant seul. Pour que le câble ait une variation de longueur lorsque le moteur le déroule, il est nécessaire de tirer sur l'extrémité du câble par une deuxième force de traction (moteur, masse...). C'est principalement pour cette raison que les robots à câbles sont dits redondants : il faut au moins 2 câbles actionnés pour pouvoir réaliser une translation dans les deux sens sur 1 degré de liberté. Il est nécessaire d'avoir  $n + 1$  câbles pour pouvoir contrôler  $n$  degrés de liberté [Verhoeven (2004)].

Contrairement aux robots sériels ou parallèles classiques, il n'y a pas d'éléments de guidage mis à part les points d'ancrages via une poulie, ce qui réduit considérablement les masses en mouvement et permet d'atteindre des vitesses importantes.

L'utilisation de câbles permet aussi de déplacer des plateformes mobiles dans de très grands espaces [Izard et al. (2017)]. Le seul élément mécanique encombrant à fixer est le système de transmission par poulie. Ce type de robot peut être ainsi facilement reconfigurable et s'adapter à diverses applications (comme montré dans les chapitres suivants).

L'architecture particulière des RPCs font qu'ils sont d'un point de vue cinématique très proches des robots parallèles [Merlet (1990)]. Dans les modèles les plus simples, ils sont vus comme des tiges rigides avec une longueur variable.

Les RPCs peuvent être classés en 4 familles :

- les RPCs hybrides qui sont composés d'éléments rigides actionnés par les câbles.
- les RPCs avec un mouvement plan de la plateforme mobile.
- les RPCs suspendus où tous les points d'ancrages sont au-dessus de l'effecteur. La gravité joue le rôle d'un câble fictif tirant la plateforme mobile vers le bas.
- les RPCs totalement contraints qui ont des câbles au-dessus et en dessous de la plateforme mobile.

Dans la suite de ce chapitre, ces 4 familles sont détaillées.

### 1.1.1 Les robots parallèles à câbles hybrides

Un robot parallèle hybride est composé de câbles et d'un ou plusieurs membres rigides appelés jambes. Les câbles sont en général reliés au bout de la jambe au niveau de l'effecteur. Cette architecture utilise le principe de tenségrité ; la jambe vient en permanence tirer sur les



câbles par l'intermédiaire d'articulations actionnées (moteur, vérin) ou non actionnées (ressort). En général, l'architecture la plus courante est une jambe télescopique en liaison rotule avec le bâti comme montré sur la figure 1.2. La jambe assure principalement la rigidité du système. Les câbles sont utilisés pour la mise en mouvement du robot par le contrôle de leurs longueurs. Dans cet exemple les câbles contrôlent l'orientation (2 variables) et la longueur de la jambe est contrôlée par un vérin hydraulique.

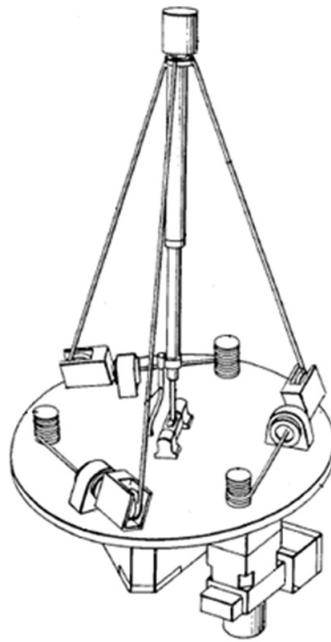


FIGURE 1.2 – Plateforme de Landsberger-Sheridan [Landsberger and Sheridan (1987)]

En 1985, le premier brevet d'un robot parallèle à câbles hybride a été déposé par Landsberger et Sheridan [Landsberger and Sheridan (1987)] (figure 1.2). Cette plateforme à 3 degrés de liberté est composée de 3 câbles et d'une jambe télescopique qui exerce une poussée sur les câbles par l'intermédiaire d'un vérin au niveau de la liaison glissière. Le bras amène la rigidité de la structure. Mais la limite de déploiement du bras contraint l'espace de travail possible. L'espace de travail est donc similaire à un robot parallèle rigide. Cette plateforme a été proposée pour des applications de manipulation d'outils industriels et de pick-and-place. Pour ce type d'applications des brevets d'industriels ont été déposés comme ceux de Fanuc [Hadi A. (1993)] en 1993, Toshiba [Yuji (1997)] en 1997, Kobe Steel [Fujihira and Nishida (1998)] en 1998, Beckhoff [Jäger et al. (2011)] en 2011. La thèse de S. Behzadipour [Behzadipour (2005)] à l'université de Waterloo soutenue en 2005 propose de nombreuses architectures de RPCs hybrides [Khajepour et al. (2003); Behzadipour and Khajepour (2005)] pour des déplacements rapides de pick-and-place.

Les RPCs hybrides peuvent aussi être utilisés comme interfaces haptiques. En 1989, le Texas

9-String [Lindemann and Tesar (1989)] a été proposé pour réaliser le contrôle en téléopération d'un bras robotique dans un milieu hostile. Cette interface est équipée de 3 plateformes de Landsberger-Sheridan [Landsberger and Sheridan (1987)] reliées à une manette qui permettent d'avoir un retour d'effort sur 6 degrés de liberté. Le CEA List avec Florian Gosselin a aussi travaillé sur des interfaces haptiques [Gosselin (2001)] comme l'ICARE 3D [Brau and Gosselin (2006); Ferlay and Gosselin (2008)]. La jambe télescopique est remplacée par une structure en parallélogramme de diagonale variable à l'aide d'un câble visible sur la figure 1.3. Ce type de robot est aussi proposé pour de la rééducation du bras [Alamdari and Krovi (2015)] ou de la marche [Alamdari and Krovi (2016)].



FIGURE 1.3 – ICARE 3D [Brau and Gosselin (2006); Ferlay and Gosselin (2008)]

Il est aussi possible d'utiliser les câbles pour des applications de métrologie. Le CATRASYS [Ottaviano and Ceccarelli (2006)] de l'université de Cassino et l'IPAnema 2 Measurement Device [Pott et al. (2013)] du Fraunhofer IPA à Stuttgart permettent de mesurer la position de l'effecteur d'un bras robotique sériel. Les câbles sont reliés à l'effecteur et agissent de manière passive sur le bras robotique par l'intermédiaire d'un ressort en spirale. La position de l'effecteur est obtenue par la mesure des longueurs des câbles.

### 1.1.2 Les robots parallèles à câbles plans

Les RPCs plans, ont principalement 2 degrés de liberté en translation et 1 degré de liberté en orientation. Il existe deux types de configurations verticale ou horizontale. Dans le cas d'une configuration verticale, il est possible de n'utiliser que 2 câbles avec des points d'ancrages en hauteur. Le poids de la plateforme remplace le troisième câble en appliquant une force constante

verticale vers le bas. En revanche, il n'est pas possible de contrôler directement la tension dans les câbles dans ce cas [Verhoeven (2004)]. Pour une configuration horizontale, il est nécessaire d'avoir au minimum 3 câbles [Verhoeven (2004)]. La majorité des robots traités dans la littérature présente une architecture à 4 câbles pour augmenter l'espace de travail et ajouter un contrôle de l'orientation de la plateforme [Verhoeven (2004)]. Dans le cas où les câbles se croisent, il est nécessaire que la plateforme soit en contact avec un plan fixe pour éviter que celle-ci tourne.



FIGURE 1.4 – Prototype de robot plan horizontal du CSHI [Williams (1998)]

Ce type d'architecture est utilisé pour concevoir en 1998 le CSHI [Williams (1998)] une interface haptique avec une poignée et 4 câbles horizontaux (figure 1.4). Cette solution diminue la masse des éléments en mouvement et augmente l'espace d'utilisation de l'interface. Une configuration géométrique du CALOWI [Castelli and Ottaviano (2010)] avec la même géométrie que le CSHI est utilisée pour la réhabilitation du bras. Dans [Huang et al. (2011)], une interface haptique plane à 4 câbles est utilisée pour apprendre le geste du putting au Golf. Cette configuration à 4 câbles est aussi proposée pour les procédures médicales guidées par l'image [Abdelaziz et al. (2017)].

Dans la manutention, il existe de nombreux RPCs utilisées pour le stockage en entrepôt sur rack. Cette application nécessite principalement un mouvement plan vertical. Il existe des solutions à 4 câbles [Pott (2009); Collado Jiménez et al. (2010)], 8 câbles [Bruckmann et al. (2013); Pedemonte et al. (2020)] ou 12 câbles [Khajepour and Méndes (2015)]. L'ajout de câbles supplémentaires permet d'augmenter l'espace de travail et la rigidité, et de contrôler des degrés de liberté supplémentaires à faible course en plus du mouvement plan. Le Fastkit [Pedemonte et al. (2020)] ajoute en plus deux plateformes mobiles pour que le robot puisse se déplacer dans

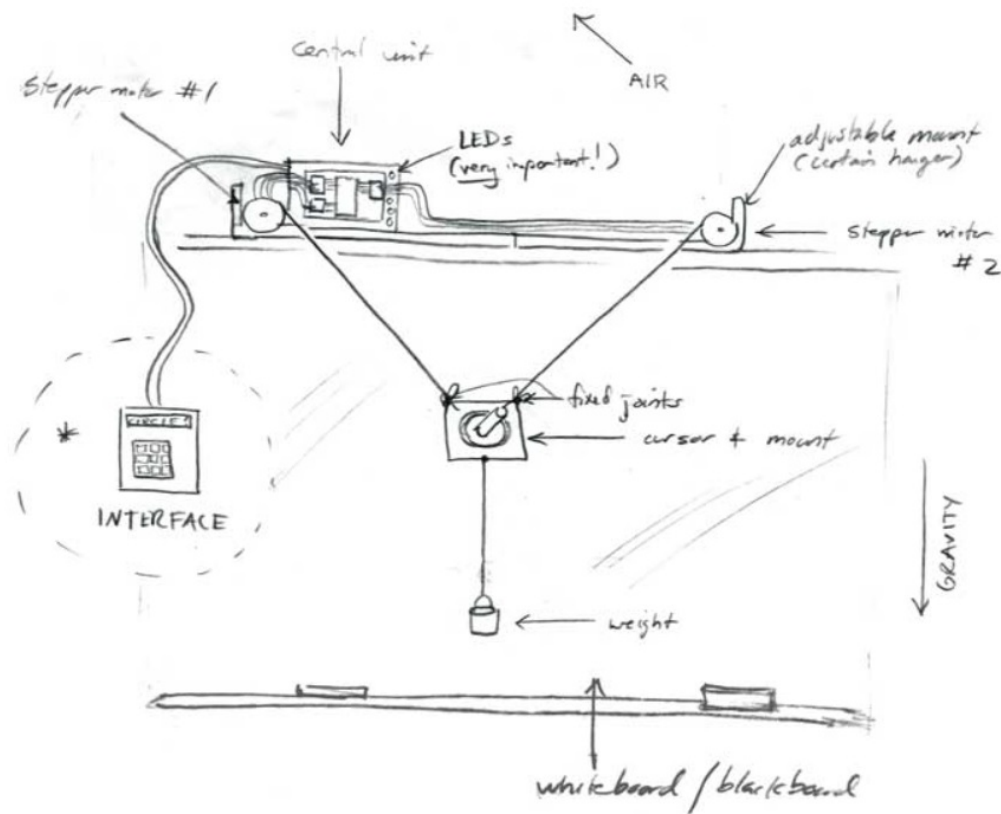


FIGURE 1.5 – Schéma du Vertical Plotter [Plotter]

la globalité de l'entrepôt. Ce type de robot est aussi utilisé pour des opérations de Pick-and-Place sur un plan horizontal comme le robot Pickable [Hai et al. (2014)] de Tecnia. Il est aussi envisageable de réaliser de la co-manipulation de charges lourdes comme dans [Laliberte et al. (2017)].

Ce type de robot peut aussi s'intégrer sur des façades d'immeuble. Dans [Izard et al. (2013a)], un RPC est intégré sur une façade de bâtiment pour inspecter sa structure. Ces RPCs plan combinés à un bras sériel peuvent aussi être utilisés pour la construction de façade comme le propose le projet Hephaestus [Hussein et al. (2018)]. Le C3 robotics laboratory de l'université chinoise de Hong Kong travaille sur un RPC combiné à un bras robotique pour peindre la façade et nettoyer les vitres d'un immeuble [Laboratory]. Il existe aussi un brevet de Festool [Kübeler and Scharpf (2018)] pour l'aide au ponçage des murs, plafonds et sols d'une pièce à l'aide d'un RPC plan.

En 2001, deux étudiants de l'université de Cornell, Victor Aprea et Paul Grzymkowski conçoivent le Vertical Plotter, un robot parallèle à câbles pouvant dessiner sur un mur vertical [Plotter]. Son architecture simpliste est seulement composée de deux câbles qui déplacent un stylo. En 2002, l'artiste Jürg Lehni [Otto] diplômé de l'École cantonale d'art de Lausanne crée le robot Hektor en collaboration avec l'ingénieur Uli Franke. L'architecture est la même que celle du Vertical Plotter pour dessiner sur un mur à l'aide d'une bombe de peinture. Plus tard,

l'artiste Jürg Lehni proposera différentes variantes du robot Hektor (Otto, Viktor) avec 2 ou 4 câbles pour de nombreuses expositions d'art. Le plus grand de ces robots (Viktor) peut dessiner sur une surface de  $20 \times 20\text{m}^2$ . En 2012, le groupe d'architectes Carlo Ratti Associati [Openwall] à Turin utilise le Vertical Plotter pour l'exposition Adhocracy, pour la première Biennale du design d'Istanbul. A la suite de cette exposition et celles qui suivront, le projet open-source OpenWall voit le jour. En 2018, Carlo Ratti Associati fondent la Start-Up italienne Scribit pour commercialiser un robot parallèle suspendu à deux câbles en *Dyneema*<sup>®</sup> pour dessiner sur un mur vertical. Le robot fut présenté lors de la semaine du design de Milan en 2018 [Scribit]. Sur une géométrie similaire au Scribit, la communauté des "makers" a développé un robot parallèle à chaînes qui usine du bois. Le Maslow CNC [CNC] a une configuration verticale avec 2 chaînes. L'usinage se fait de manière verticale et la broche est lestée avec des poids. Le mouvement "marker" est composé d'individus créatifs partageant leur passion par internet ou dans des tiers-lieux (makerspaces, hackerspaces, fablabs) pour créer ensemble de nouvelles technologies.

### 1.1.3 Les robots parallèles à câbles suspendus

Les robots parallèles à câbles sont dits suspendus lorsque tous les points d'ancrages sur la base fixe sont situés au-dessus de la plateforme mobile (figure 1.6). Ce type de robot présente l'avantage de ne pas encombrer l'espace au sol et donc d'éviter au maximum la collision des câbles avec l'environnement.

Les câbles sont en partie tendus par le poids de la plateforme. Le poids de la plateforme est donc un élément important pour ce type de robots. Plus la masse est élevée, plus les câbles sont tendus. Mais en contrepartie, une masse importante dégrade la dynamique du robot [Siciliano and Khatib (2008)]. Il faut aussi noter que pour des applications à grande échelle, les câbles se retrouvent affaiblis par leur propre poids [Riehl et al. (2010)]. Ceci remet en cause l'hypothèse considérant le câble comme une tige rigide de longueur variable. Pour diminuer cet effet, il est nécessaire que la force de tension dans les câbles soit importante et/ou il faut choisir un câble avec une faible masse linéique.

L'une des premières machines utilisant des câbles est la grue qui fut utilisée par l'empire romain pour le déplacement de charges lourdes (pierre) pour la construction de bâtiments [Grue]. C'est donc naturellement que la recherche sur les robots parallèles à câbles a commencé avec des systèmes de grue pour déplacer des charges. En 1989, le National Institut of Standards and Technology (NIST) a développé le NIST Robocrane basé sur l'architecture d'une plateforme de Stewart avec des câbles [Dagalakis et al. (1989); Albus et al. (1992); Bostelman et al.



FIGURE 1.6 – Robot parallèle à câbles suspendu CoGiro [CoGiRo]

(1996)]. Cette architecture de RPC suspendu a été étendue à plusieurs applications de transport de charges, l'usinage de faible précision (découpe, ponçage) [Bostelman et al. (2000)], la métrologie [Williams et al. (2004)], l'assemblage, la construction, la téléopération et l'assistance en cas de catastrophe.

L'une des principales applications des RPCs suspendus est le transport de charges lourdes sur de grands espaces comme des containers navals [German et al.; Holland and Cannon (2004)], des panneaux solaires [Pott et al. (2010)], l'aide à l'enlèvement des décombres pour des opérations de sauvetage [Merlet (2010)], en entrepôt [CoGiRo], l'assemblage de réacteur [Izard et al. (2015)]. Il est aussi possible de combiner ce type de RPCs avec des portiques de manutention comme avec le CABLEV [Heyden et al. (2002)] en 2002 et le Cranebot [Cranebot] de l'entreprise de grues industrielles Jaso breveté avec Tecnalía. Ces RPCs offrent l'avantage d'automatiser des tâches et d'ajouter un contrôle de l'orientation des charges.

Ce type de RPCs est particulièrement utile pour des applications extérieures nécessitant une mise en place rapide et facilement reconfigurable. Dans [Bosscher et al. (2005)], les points d'ancrages du RPC sont montés sur un véhicule avec une grue. Le robot reconfigurable NIMS3D [Borgstrom et al. (2006, 2009)] est utilisé pour diverses applications extérieures. Le MARIONET-Crane [Merlet (2010)] peut par exemple aider à déblayer les débris à la suite d'un accident ou porter secours à des victimes. Le robot CaSIMo [Castelli et al. (2014)] propose d'utiliser un RPC pour faire franchir une rivière à une personne. Ce concept aurait comme avantage d'être simple à mettre en place et serait moins cher en construction qu'un pont classique. Il est aussi

imaginable d'utiliser ce type de robot pour explorer des endroits inaccessibles comme l'inspection d'une fosse sur un corps céleste [Seriani et al. (2016)] inaccessible pour des rovers ou pour une application à plus petite échelle comme l'inspection d'une cuve [Ida et al. (2020)]. Ce robot reconfigurable d'inspection de cuve entre par un trou d'environ 5cm de diamètre et vient se déployer à l'intérieur du réservoir et déplacer un scanner laser. Pour accroître la mobilité de ces robots, il est aussi possible de remplacer les bases mobiles par des drones reliés par des câbles [Li et al. (2020)]. Il est aussi possible de les imaginer dans des applications sous-marines combinées à des véhicules sous-marins [El-Ghazaly et al. (2015)].

L'application de RPC la plus visible pour le grand public est pour filmer les événements sur de très grandes distances. Les câbles ont l'avantage de ne pas obstruer la vue sur les images, qui les rendent très peu perceptibles visuellement par les spectateurs à la télévision. La Skycam [Brown (1985)] fut inventée en 1985 par Garreth Brown d'abord pour filmer dans les stades des matchs de football américains. Le déplacement de la caméra est principalement plan, mais il permet aussi de se rapprocher des actions sur le terrain en variant l'altitude de la caméra. Elle s'est ensuite étendue à la diffusion d'autres sports (football, rugby, tennis, Formule 1 (figure 1.7),...). En 1994, un autre brevet pour filmer une large distance en translation (travelling) a été déposé [Rodnunsky and Trou (1995)]. Son utilisation est étendue à l'univers audiovisuel (cinéma, TV ...). Ces brevets sont à présent dans le domaine public et contribuent à une large utilisation de cette technologie de nos jours. Dans [Mirjana M. Filipovic et al. (2014)], une version miniature de la Skycam est proposée pour que les parents puissent surveiller leur bébé dans un landau avec une caméra.

En 1963, le radio télescope Arecibo [Arecibo] est mis en service. Il était l'un des plus grands télescopes au monde à sa construction, grâce à l'utilisation de 18 câbles en acier pour maintenir le récepteur au-dessus de l'antenne circulaire d'un diamètre de 305 m. Aujourd'hui, ce télescope est en démantèlement à la suite de la rupture de ces câbles en acier. En 2016, le télescope FAST [Nan (2006)] devient le plus grand radiotélescope. Son antenne a un diamètre de 500 m et son récepteur est mobile à l'aide de 6 câbles pouvant atteindre une longueur de 1 km. Dans le cadre du projet Skare Kilometre Array (SKA), le conseil de recherche du Canada a proposé le développement du Large Adaptive Reflector (LAR) [Bouchard and Gosselin (2007)]. Le récepteur de ce radiotélescope est aussi déplacé à l'aide de câbles, toutefois une montgolfière est présente pour supporter le poids du récepteur. L'orientation des câbles est dirigée vers le haut et non vers le bas, comme c'est couramment le cas avec les RPCs suspendus. Les scientifiques impliqués dans le projet (SKA) ont fait le choix de ne pas utiliser cette solution pour découvrir d'autres éléments présents dans l'univers.

Des RPCs ont aussi été utilisés pour l'événementiel, des expositions et par des artistes pour la mise en mouvement d'objets sur de grands espaces ou la création de saynète avec des marionnettes à fils [Cheng et al. (2004)]. En 2013, le "maker" David Bynoe a construit pour le Telus Spark Science Centre à Calgary, un robot à câbles qui dessine des figures dans le sable [Bynoe]. En 2015, dans le pavillon allemand de l'exposition universelle de Milan, 2 RPCs ont permis de déplacer deux plateformes au-dessus des visiteurs [Tempel et al. (2015)]. En 2019, un très large RPC a été utilisé pour l'exposition artistique Prince's tears [Merlet et al. (2020)] au centre d'art Les Tanneries. Le robot dépose de la poudre de verre sur un plan de 20,8 m par 7,3 m.

Dans le médical, des RPCs suspendus sont utilisés pour la rééducation du bras [Rosati et al. (2005); Merlet (2010); Rosati et al. (2017); Laribi et al. (2019b)] ou des jambes [Castelli and Ottaviano (2010); Vallery et al. (2013)] ou le transport de patients dans les hôpitaux [Merlet and Daney (2010); Ottaviano et al. (2007)].

Il est à noter que les RPCs sont encore très peu présents pour des applications agricoles principalement dominées par des robots mobiles. Il serait envisageable de les intégrer dans des serres. Dans les champs, ils auraient l'avantage d'éviter de tasser les sols avec le poids des tracteurs. L'université d'Ohio travaille sur la récolte d'algues à l'aide d'un RPC suspendu [Williams II and Pagan (2018)].



FIGURE 1.7 – Grand prix de Formule 1 du Mexique 2019 [Formula1 (2019)]



### 1.1.4 Les robots parallèles à câbles totalement contraints

Dans le cas des RPCs totalement contraints, les points d'ancrages sur la base fixe sont situés au-dessus et en dessous de la plateforme mobile. Contrairement à la plateforme suspendue, la tension des câbles supérieurs ne résulte pas uniquement du poids de la plateforme ; les câbles du bas permettent aussi de tendre les câbles du haut. Dans le cas d'un robot à 6 degrés de liberté au moins 7 câbles sont nécessaires.

Toutefois, par rapport aux robots parallèles à câbles suspendus, les risques de collisions avec l'environnement des câbles des RPCs totalement contraints sont plus importants. Mais, ils présentent l'avantage que tous les câbles peuvent se tendre entre eux. La tension dans les câbles est donc plus importante et diminue l'effet d'affaissement des câbles par leur propre poids.

La rigidité apportée par les câbles est aussi mieux répartie dans l'espace du robot. Les RPCs totalement contraints ont donc une meilleure rigidité et une meilleure précision que les robots suspendus. On les retrouve donc principalement dans les applications où la vitesse et la précision sont importantes.

En 1992, le centre aérospatial McDonnell Douglas développe le robot Charlotte [Campbell et al. (1995)] pour aider les astronautes dans l'espace. Le robot peut être manipulé en téléopération pour effectuer différentes tâches à l'intérieur de la navette. Il est composé de 8 câbles, d'une caméra pour inspecter et d'un petit bras pour appuyer sur des boutons et attraper des objets. Il sert aussi à réaliser des expériences en microgravité. Il est aussi utilisé par la NASA pour entraîner les astronautes dans un environnement virtuel [Carignan and Akin (2003); Rose].

Les premières applications de RPCs contraints sont principalement pour des tâches de téléopérations et d'interfaces haptiques. Les interfaces haptiques sont constituées d'éléments mécaniques en mouvement de faible inertie, qui ne nécessitent pas une raideur importante et doivent utiliser des composants assurant des frottements faibles. Les câbles peuvent répondre à ces contraintes. De plus, elles sont parfois accompagnées d'un retour visuel. La faible épaisseur des câbles aide à diminuer la gêne des éléments mécaniques dans le champ de vision de l'utilisateur. L'institut technologique de Tokyo a été l'un des pionniers à utiliser des RPCs contraints comme interface haptique [Kawamura and Ito (1993)]. En 1994, le SPIDAR [Ishii and Sato (1994)] permet un retour d'effort au bout du doigt à l'aide de 4 câbles. Plus tard, l'interface sera équipée de 24 moteurs pour transmettre les efforts que doivent ressentir l'utilisateur sur 6 doigts [Walairacht et al. (1999)]. Un écran intégré à l'interface permet un retour visuel des mains virtuelles. Le câble peut être relâché pour que l'utilisateur ne sente pas de force ou tendu pour le retour d'efforts. L'ISIR travaille sur la perception ressentie par l'utilisateur en contrôlant

la tension du câble [Saint-Aubert et al. (2017, 2018)]. L'utilisateur saisit une sphère qu'il vient déplacer à l'aide de câbles. Il peut à la fois voir sa main et la scène virtuelle.

Des interfaces haptiques à câbles de plus grande dimension peuvent être utilisées dans des salles immersives (CAVE), pour de la simulation d'assemblages de pièces pour l'industrie comme l'INCA [INCA] de l'entreprise Haption, pour l'entraînement sportif à l'aviron ou au tennis [von Zitzewitz et al. (2013)] ou comme interface de locomotion [Perreault and Gosselin (2008); Otis et al. (2008); Otis et al. (2010)]. Pour des échelles encore plus grandes, elle peuvent servir de simulateur de conduite ou de vol [Kljuno and Williams II (2008); Miermeister et al. (2016)]. Ce type de robot est aussi utilisé comme attraction ludique [Dietz et al. (2012)]. L'entreprise turque RIDE [RIDE] commercialise des nacelles simulateurs de mouvement pour une attraction. Elle propose différentes nacelles déplacées à l'aide d'un robot parallèle totalement contraint. En 2018, un simulateur était présent dans le centre commercial Torium AVM d'Istanbul [Torium]. Ce type de robot est utilisé pour des essais en soufflerie [Lafourcade et al. (2002); Rognant and Courteille (2018); Sturm et al. (2011)], les câbles ont l'avantage d'être suffisamment fins pour ne pas perturber le flux d'air.

Les RPCs contraints sont des robots légers, dont les masses en mouvement sont faibles. Ils permettent donc d'atteindre des vitesses supérieures que celle des robots parallèles classiques. Pour une application de Pick-and-Place, la vitesse de déplacement est primordiale. En 1995, le Falcon [Kawamura et al. (1995)] est le premier RPC contraint utilisé pour une application de Pick-and-Place. Il sera suivi du WARP [Maeda et al. (1999)] et du SEGESTA [Hiller et al. (2005)]. Pour avoir de plus grands espaces de travail, le robot IPAnema [Pott et al. (2013)] est développé depuis 2012 par l'institut Fraunhofer de Stuttgart.

Il y a eu des tentatives d'usinage à l'aide d'un robot parallèle à câbles [Uhlmann et al. (2000)]. Mais, il semblerait que les sollicitations mécaniques importantes et la faible rigidité de la structure limitent son utilisation dans ce domaine. Dans [Tang et al. (2013)], une analyse théorique d'une structure parallèle à câbles pour l'usinage a été faite, mais aucun résultat expérimental n'a été publié. Le comportement dynamique particulier des robots à câbles (premières fréquences propres basses et faible rigidité) rend leur utilisation délicate pour des tâches sollicitant en effort et dynamiquement comme l'usinage. La fabrication par découpe laser demande moins d'effort que l'usinage conventionnel. Dans [Crolla et al. (2018)], le Pocabot est utilisé pour découper de grandes pièces d'un matériau tendre.

Ils existent aussi d'autres applications où la vitesse de déplacement de la plateforme est primordiale. Dans [Pannequin et al. (2020)], le Lab-on-cables, un RPC totalement contraint est utilisé comme machine de suivi d'objets rapides pour suivre les déplacements d'insectes volants.

L'université chinoise de Hong Kong travaille aussi sur des RPCs pour la calligraphie [Cheung].

Les RPCs contraints sont aussi utilisés pour la rééducation comme le Marionet Rehab [Merlet (2010)] ou le String-Man [Surdilovic et al. (2007)]. Pour ce robot les câbles viennent soutenir le tronc pendant que le patient marche. L'ETH Zurich a aussi développé un berceau guidé par des câbles pour étudier l'influence de la stimulation vestibulaire sur le sommeil [Crivelli et al. (2014)].

Dans les travaux de thèse présentés dans ce mémoire, nous nous intéressons à l'utilisation des RPCs contraints pour la fabrication additive.

## **1.2 La fabrication additive**

La fabrication additive est un procédé de fabrication par ajout de matière, par opposition à la fabrication soustractive couramment utilisée dans l'industrie pour usiner des pièces par enlèvement de matière à partir d'un brut. La fabrication additive apparaît à la fin du XX<sup>ème</sup> siècle, pour le prototypage rapide de pièces. Depuis 10 ans cette technologie connaît un essor important, en devenant une technologie industrielle plus accessible pour les particuliers.

### **1.2.1 Les procédés de fabrication additive**

La norme ISO 17296-2 :2015 [17296-2 :2015 (2015)] référence 7 techniques de fabrication additive [Berchon (2014); Obaton et al. (2015)] :

- La photo-polymérisation en cuve, aussi appelée Stéréolithographie est la première technique de fabrication additive commercialisée, inventée par l'entreprise 3D Système en 1986. Cette technique utilise une résine synthétique (liquide ou pâteuse) qui en présence d'une source UV se lie par réaction chimique. Un traitement est nécessaire afin de nettoyer la pièce.
- La projection de matière, aussi appelée Polyjet est une technique inventée par l'entreprise Objet en 1999. Elle projette de fines particules de photopolymères qui se lient entre elles en présence d'une source lumineuse par réaction chimique ou fond du matériau. Un nettoyage de la pièce est aussi nécessaire après production.
- La projection de liant, aussi appelée 3DP (3 Dimensional Printing) est une technique inventée par le MIT. Le procédé consiste à projeter un agent liquide sur un lit de poudre (polymères, métaux, céramiques) qui par réaction chimique et/ou thermique colle les particules entre elles. La poudre doit être retirée et certaines pièces nécessitent un second

traitement par infiltration de liquide pour consolider la pièce.

- La fusion sur lit de poudre, aussi appelée frittage laser est un procédé développé pour les polymères à partir de 1986 par l'université du Texas [Deckard (1986)] et à partir de 1991 par la société Allemande EOS [Oberhofer and J.Langer (1991)] et l'institut Fraunhofer pour les métaux. Un faisceau concentré vient lier par réaction thermique des particules d'un lit de poudre (polymères, thermoplastiques, métaux, céramiques). Un traitement post-production est nécessaire afin d'améliorer l'état de finition de la pièce (usinage, polissage, traitement thermique ...).
- La stratification de couches, ou laminage par dépôt sélectif est un procédé par dépôt de feuilles de matières (papier, métal, polymère, composite) découpées et liées par réaction chimique, thermique ou ultrason. Un traitement secondaire est nécessaire pour enlever les déchets, améliorer l'état de surface et consolider la pièce.
- L'extrusion de matière ou dépôt de matière fondue est un procédé commercialisé par la société Stratasys en 1990. C'est aujourd'hui la technologie la plus accessible par un coût de production relativement bas à l'instar d'autres solutions. Le procédé repose sur le dépôt d'un thermoplastique chauffé qui par refroidissement se lie et se solidifie. Seul l'enlèvement du support est nécessaire.
- Le dépôt de matières sous énergie concentrée est principalement utilisé pour la production ou le renforcement de pièces métalliques (cordon de soudure par exemple). La société française BeAM fabrique des pièces complexes par ce procédé pour l'aéronautique par exemple. A partir d'un fil ou de poudre, elle vient réaliser la fusion de la matière par l'utilisation d'un faisceau laser, d'électrons ou d'un soudage plasma à arc transféré. Un second traitement afin d'améliorer l'état de surface de la pièce est nécessaire. Cette technologie peut nécessiter 6 degrés de liberté pour pouvoir réaliser des cordons de soudure autour de pièces de formes complexes. En général un robot sériel à 6 degrés de liberté ou une machine CNC classique à 5 axes sont utilisées.

La grande majorité de ces solutions utilisent un robot cartésien, pour réaliser un mouvement 2D plan horizontal pour le mouvement de la tête et un mouvement 1D linéaire vertical pour la table support, ce qui correspond à des machines à 3 axes. Seules les deux dernières solutions utilisent d'autres architectures. L'entreprise eMotion Tech propose une imprimante 3D par extrusion de matière à l'aide d'un robot parallèle de type Delta [Clavel (1991)]. Les avantages de cette architecture sont :

- La réduction de la puissance des actionneurs. En effet, contrairement à un robot sériel, un robot parallèle n'a pas à subir les contraintes de masse causées par les moteurs sur les

segments. Seul le poids de l'effecteur et des articulations contraignent le dimensionnement.

— La vitesse d'impression est plus rapide, en facilitant le contrôle dynamique de la tête.

Mais l'un de ses inconvénients est un espace de travail plus petit que celui d'un robot cartésien pour un même encombrement. L'utilisation des RPCs permettrait de pallier à cet inconvénient.

Dans le cas de ces travaux, nous nous intéressons à la conception d'un RPC pour l'impression par dépôt de filament.

## 1.2.2 Caractéristiques de l'impression par dépôt de filament

Les mouvements de la tête d'impression doivent être rapides pour assurer un bon dépôt du filament ainsi que diminuer le temps d'impression. La vitesse de la tête d'impression dépend des caractéristiques du filament utilisé. Chaque type de filament nécessite le contrôle d'une température de dépose et d'une vitesse de dépose pour permettre un dépôt optimal de matière (table 1.1). La température de la tête doit être contrôlée pour fondre le filament. Mais il est aussi nécessaire que le plateau de dépose (lit) soit chauffé pour que les couches de matière fondu adhèrent bien entre elles. Pour les imprimantes à structures rigides, la vitesse de déplacement peut aller jusqu'à 200 mm/s. La conception doit donc prendre en compte la dynamique de l'ensemble du robot pour pouvoir réaliser un positionnement précis à haute vitesse.

Type	Température tête (°C)	Température lit (°C)	Vitesse de dépôt (mm/s)
PLA	190-220	0-55	40-90
ABS	230-250	80-110	30-70
PET	220-240	30-60	20-40
PC	250-270	80	30-90
PCPTFE	250-280	100-130	40-70
TPU	240-260	30-60	20-40
PA6	220-280	100-130	40-70
PA12	240-270	80-120	40-80
POM	190-205	120	30
PPSU/PPSF	360-390	140-160	16
PEI	355-390	120-160	40
PEEK	360-400	120	20-40

TABLE 1.1 – Caractéristiques idéales de température de la tête et du lit et de vitesse de dépose des différents filaments utilisant le dépôt de matière par extrusion.

L'entreprise hollandaise Ultimaker fondée en 2011 est l'un des leaders sur le marché des imprimantes avec dépôt de filament. Les caractéristiques de l'Ultimaker S5 sont indiquées dans la table 1.2. Son volume d'impression représente 10,52 % de son volume d'encombrement pour un volume d'impression de 23760 cm<sup>3</sup>.

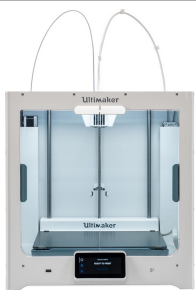
	Ultimaker S5 [UltimakerS5]
	Volume d'encombrement : 495 × 585 × 780 mm <sup>3</sup>
	Volume d'impression : 330 × 240 × 300 mm <sup>3</sup>
	Epaisseur de couche minimum : 20 μm
	Résolution XYZ : 6,9 / 6,9 / 2,5 μm
	Vitesse d'impression maximale : 300 mm/s
	Température tête : 180-280 °C
	Température lit : 20-140 °C
	Prix : 5495 €

TABLE 1.2 – Caractéristiques de l'imprimante Ultimaker S5.

### 1.2.3 Les robots parallèles à câbles dans la fabrication additive

Depuis ces 10 dernières années, l'impression 3D connaît un développement important. Il se pose alors la question du développement d'une architecture de robot optimale vis à vis d'une géométrie de pièces à imprimer. Dans ce contexte, l'utilisation de RPC paraît pertinente pour le dépôt de matière par extrusion. Les RPCs ont un très grand espace de travail. Leur développement sera réalisé avec les recherches dans le domaine de la construction. En effet, dans le génie civil, la construction automatisée d'édifices est une technologie qui tend à se développer dans les années à venir comme on peut le voir à travers le dépôt de brevets de l'entreprise Liebherr-Werk Biberach [Bramberger (2016, 2020)] et la création de la start-up Batiprint3D [Batiprint3D] qui pourrait s'orienter vers une solution de RPC pour déplacer la tête d'impression.

En 2006, le concept du C4 robot [Bosscher et al. (2007)] utilise un RPC pour la construction de murs en béton (figure 1.8). Plus tard, en 2017, l'entreprise Tecnalia et l'Institut d'architecture avancée de Catalogne utilisent le robot Cogiro pour construire des structures en argile [Izard et al. (2017, 2018); Dubor et al. (2018)](figure 1.9). L'espace de travail d'un RPC totalement contraint pour l'impression 3D grands espaces est étudié avec le projet HINDCON [Fabritius et al. (2018)] dont l'objectif est d'introduire la fabrication additive dans la construction. Le robot disposant de câbles dans la partie basse. Des risques de collisions sont possibles. L'espace de travail est calculé en prenant en compte la collision entre la tête d'impression et la partie imprimée. L'université de Hong Kong a réalisé le robot CU-Brick, qui peut empiler des briques pour construire des murs [Wu et al. (2018)].

L'université Laval travaille sur l'impression 3D de structures grande échelle par des robots à câbles (figure 1.10). Dans [Barnett and Gosselin (2015)], la conception d'une imprimante 3D à l'aide d'un robot à câbles est décrite. Ce robot dispose de 6 câbles avec des points d'ancrages au-dessus de l'effecteur disposés en hexagone. Le robot peut en théorie avoir 6 degrés de liberté, mais il a été choisi de fixer l'orientation de la plateforme mobile à l'horizontale. Une mousse en

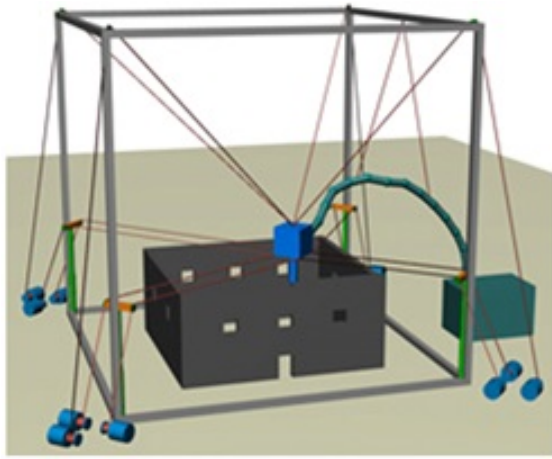


FIGURE 1.8 – C4 robot [Bosscher et al. (2007)]



FIGURE 1.9 – Construction en argile avec Cogiro [Izard et al. (2017, 2018); Dubor et al. (2018)]

polyuréthane est utilisée pour produire les pièces. La matière support est de la mousse à raser. L'espace d'impression est un cylindre de 1 m de diamètre et 1 m de hauteur. Un contrôle de la surface lors de la dépose de la mousse permet de détecter les erreurs entre les couches afin d'ajuster la quantité de matière déposée, pour améliorer la précision. Une statue de 2 m a été imprimée pendant 38h avec une vitesse de la plateforme maximale de 0.1 m/s. La pièce a une erreur d'impression maximale de 5 cm.

Torbjörn Ludvigsen est un "maker" suédois inventeur de l'imprimante 3D par extrusion Hangprinter [Ludvigsen] (figure 1.11). Cette imprimante dispose actuellement de 3 degrés de liberté et est actionnée à l'aide de câbles. Les câbles lui permettent d'avoir une architecture modulaire et de produire de grandes pièces (plus de 2 m) en positionnant les points d'ancrages au plafond et dans les coins d'une pièce. Le Hangprinter dispose d'un 4<sup>ème</sup> câble vertical qui lui permet d'être totalement contraint. La dernière version de l'imprimante peut atteindre une vitesse de 81 mm/s pour une erreur d'impression acceptable (inférieur à 1 mm selon Torbjörn Ludvigsen sur un cylindre de 80 cm de diamètre et 120 cm de hauteur) pour des pièces de grand volume avec une faible contrainte de précision. Inspiré par le Hangprinter, une jeune start-up finlandaise Bloft design Lab [Bloft] a été créée en 2019. Ils proposent d'imprimer des pièces à partir de plastique recyclé dans un volume cylindrique de 3,5 m de hauteur et 1 m de diamètre.

L'université de technologie de Hefei en Chine travaille sur une imprimante 3D (figure 1.12) à câbles de petites dimensions [Zhong and Qian (2018); Qian et al. (2018a); Zi et al. (2019)]. Elle dispose de 3 degrés de liberté en translation, avec une architecture similaire au Hangprinter pour un encombrement de  $0,7 \times 0,6 \times 0,6 \text{ m}^3$ . Elle est actionnée par 3 moteurs dans la partie basse et un ressort vertical passif pour la partie haute. Un dispositif de motion capture est utilisé pour obtenir la position de la tête d'impression. Malheureusement, la qualité des pièces imprimées (42 mm de

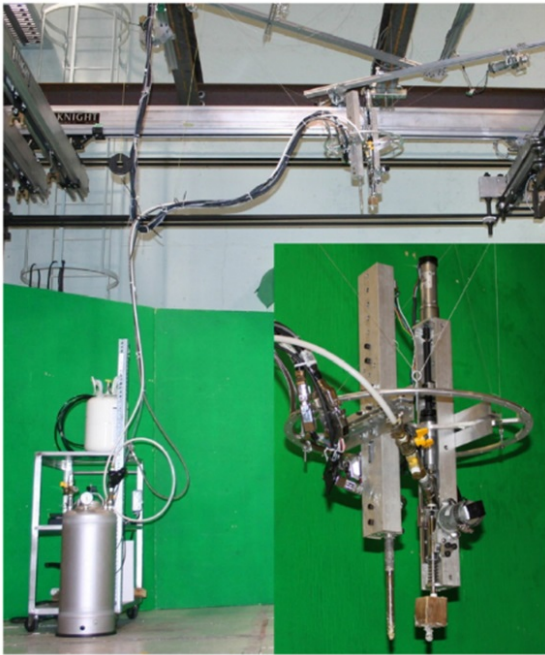


FIGURE 1.10 – Impression 3D avec mousse [Barnett and Gosselin (2015)]

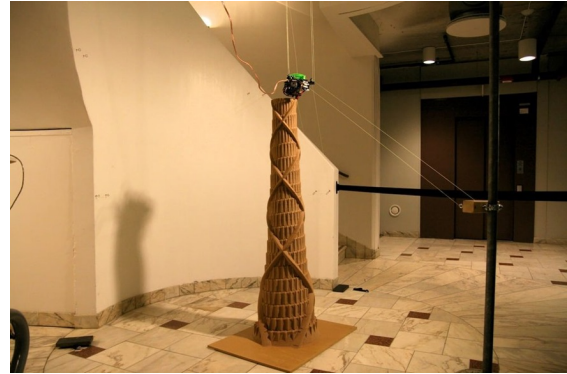


FIGURE 1.11 – Hangprinter [Ludvigsen]

diamètre) est faible (erreur d'impression maximale de 0,7 mm avec une vitesse d'impression de 10 mm/s) comparée aux imprimantes 3D classiques qui ont une erreur d'impression inférieure à 0,1 mm. La faible rigidité verticale du robot semble causer un défaut de planéité de la pièce.

L'université de Stuttgart a aussi développé une imprimante 3D utilisant un RPC, CaRo printer [Pott et al. (2019)] (figure 1.13). Ce robot est d'une structure suspendue pour éviter les collisions entre les câbles et la pièce imprimée. La qualité des pièces semble suffisante (erreur d'impression inférieure à 0,11 mm pour une pièce test de 6 cm par 11 cm) mais la taille d'impression reste limitée par la configuration géométrie des câbles (espace de travail de la forme d'un volcan inversé). Le robot a pu être utilisé pendant 6 mois en produisant environ 113 pièces par jour pour une vitesse d'impression maximum de 20 m/min.

L'utilisation des robots à câbles pour la fabrication additive présente des avantages, au vu de leur espace de travail, de leur modularité et de leur capacité cinématique. Cette technologie pourra être maîtrisée à moyen terme, en particulier en terme de précision des pièces réalisées.

### 1.3 Le projet CABFAB

Le but du projet CABFAB est de concevoir un RPC pour la fabrication additive par extrusion de pièces de taille moyenne  $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ m}^3$  par exemple. La fabrication additive ne génère pas de contraintes d'efforts importants, il est donc envisageable d'utiliser un robot à câbles pour



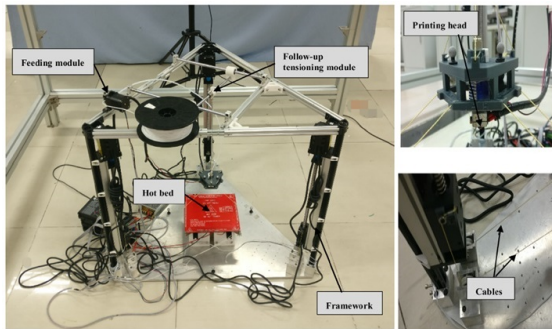


FIGURE 1.12 – Heifei University Printer [Zhong and Qian (2018); Qian et al. (2018a); Zi et al. (2019)]

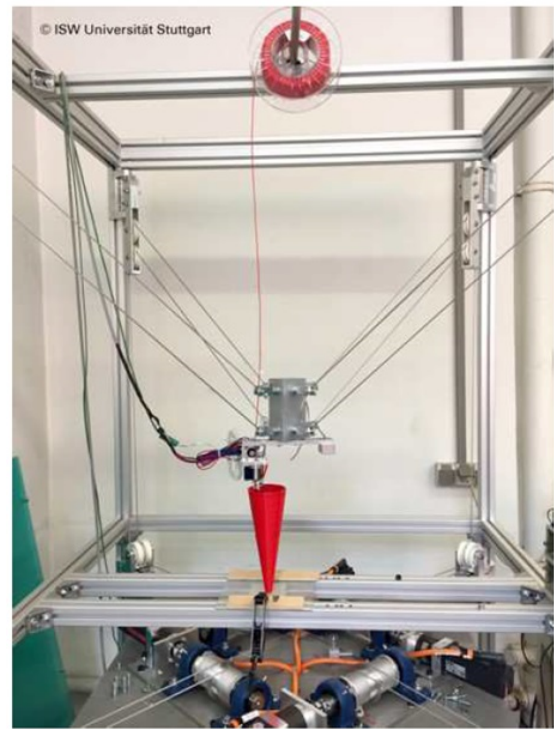


FIGURE 1.13 – CaRo Printer [Pott et al. (2019)]

ce type d'application. Les avantages des robots à câbles sont les suivants :

- réduction des masses en mouvement entraînant une grande capacité d'accélération de la plate-forme en mouvement ;
- reconfigurabilité et modularité : le robot peut être facilement reconfiguré en modifiant les points d'ancrages des actionneurs et en adaptant son modèle de contrôle géométrique ;
- un grand espace de travail pour un faible encombrement comparés aux robots sériels et parallèles rigides ;
- réduction des coûts de production.

Les inconvénients sont principalement la faible rigidité statique et dynamique des robots à câbles en comparaison avec des robots parallèles classiques en raison de la flexibilité des câbles et du fait que les câbles peuvent uniquement être sollicités en traction.

Dans le cas de la fabrication additive de type FDM, les efforts liés au procédé sont faibles. Toutefois la qualité de réalisation de la pièce repose en partie sur le contrôle de l'erreur de suivi de la trajectoire de dépose. Cette erreur est liée au comportement de la commande du robot mais aussi au comportement géométrique et dynamique de sa structure [Paccot et al. (2009)]. Ainsi, dans le cadre de cette thèse nous nous intéressons à l'optimisation de la rigidité d'un robot à câbles pour maîtriser l'erreur de suivi de trajectoire liée au comportement élasto-statique et dynamique du robot. L'optimisation de la rigidité peut être abordée suivant deux points de vue,

la synthèse dimensionnelle et la maîtrise du comportement des câbles pendant le processus de dépose.

Ainsi, les RPCs totalement contraints présentent l'avantage d'être plus rigide que les robots à câbles suspendus. Mais, leurs espaces de travail est restreint du fait que les câbles sous la buse peuvent entrer en collision avec la pièce imprimée. L'objectif est donc de développer un robot totalement contraint pour la fabrication additive par dépôt de matière plastique avec des performances similaires aux imprimantes 3D actuelles. C'est-à-dire une précision de 20  $\mu\text{m}$  pour une vitesse de déplacement de la buse de 100 mm/s. Les travaux envisagés dans le cadre du projet CABFAB se focalisent sur la maîtrise du comportement élasto-dynamique.



## Chapitre 2

# Etats de l'art sur la mise en œuvre des robots parallèles à câbles

La mise en œuvre des robots des RPCs nécessite la mise en place de modèles pour maîtriser la trajectoire suivie par l'effecteur à travers les commandes appliquées aux moteurs. Dans le cas des mécanismes parallèles, cette modélisation est d'autant plus nécessaire que leur comportement évolue en fonction de la position de l'effecteur dans l'espace de travail. Généralement, les modélisations requises sont géométriques, statiques et dynamiques en considérant que l'environnement thermique est stabilisé.

Ce chapitre "états de l'art" sur les RPCs se focalise dans un premier temps sur la description des différentes modélisations géométriques, statiques et dynamiques présentes dans la littérature. En robotique, la modélisation est utile pour la conception d'une architecture de robot, mais aussi dans la commande de celui-ci. Les paramètres introduits dans la modélisation dépendent du type de RPC étudié. Le câble joue un rôle déterminant dans le comportement des RPCs. Le choix du câble fait partie de la conception du robot. Les différents comportements mécaniques observés dépendant du type de câbles sont présentés dans ce chapitre à partir des travaux de la littérature.

Les éléments mécaniques qui composent un RPC en plus des câbles sont principalement le tambour d'enroulement du câble et les poulies de renvoi. A première vue, la conception d'un RPC paraît simple. Pourtant le choix de ces éléments est déterminant pour la précision géométrique et dynamique du RPC. Un état de l'art sur les différentes solutions mécaniques d'un RPC est présenté dans ce chapitre. Enfin, pour un RPC contraint, la gestion de la force dans les câbles est complexe. La dernière section liste certaines stratégies utilisées pour le contrôle de la force dans les câbles sur des RPCs.

Ce chapitre décrit dans un premier temps les différentes modélisations possibles sur les

RPCs. Puis, les phénomènes caractérisant le comportement des câbles étudiés dans la littérature des RPCs sont montrés. Enfin, la mise en œuvre de différents RPCs est présentée par l'optimisation des points d'ancrages, le choix technologique des éléments mécaniques et le contrôle de la tension des câbles.

## 2.1 Modélisation des robots parallèles à câbles

Dans la littérature, différents types de modélisation de câbles pour les RPCs ont été proposés considérant ou non les hypothèses suivantes :

- Les câbles sont considérés inextensibles. Le modèle du RPC obtenu est très proche de celui d'un robot parallèle car le lien entre le point d'ancrage sur la base fixe et le point d'ancrage sur l'effecteur est similaire à une tige rigide de longueur variable.
- Les points d'ancrage sur la base fixe ne sont plus considérés comme des points fixes et les rayons des poulies de guidage sont pris alors en compte pour déterminer le point de départ du câble.
- L'élasticité du câble est considérée. Comme le modèle précédent, il est similaire à une tige qui varie en longueur en fonction de la tension du câble.
- Les câbles sont considérés comme déformables et élastiques (caténaire). Le câble n'est plus assimilé à une tige rigide, mais se déforme sous son propre poids. Il est aussi élastique et sa longueur dépend de la tension.

Les différents modèles géométrique, statique et dynamique présents dans la littérature sont présentés dans les sections suivantes.

### 2.1.1 Modélisation géométrique d'un robot parallèle à câbles

Le modèle le plus simple et le plus couramment utilisé dans la littérature repose sur les hypothèses suivantes le rayon des poulies est négligé et le câble est considéré comme une tige rigide de longueur variable [Hiller et al. (2005)]. Cela s'explique principalement par le fait que les robots à câbles sont majoritairement de grande taille et le rayon des poulies est négligeable devant les autres dimensions. Le câble passe en général à travers une boucle qui fait office de rotule ou le câble sort directement du tambour sans point d'ancrage intermédiaire. Le modèle est simplifié en considérant un point idéal de sortie.

Le modèle géométrique inverse est directement obtenu à partir des paramètres géométriques. Il permet de calculer la longueur des câbles pour une position et une orientation données de la

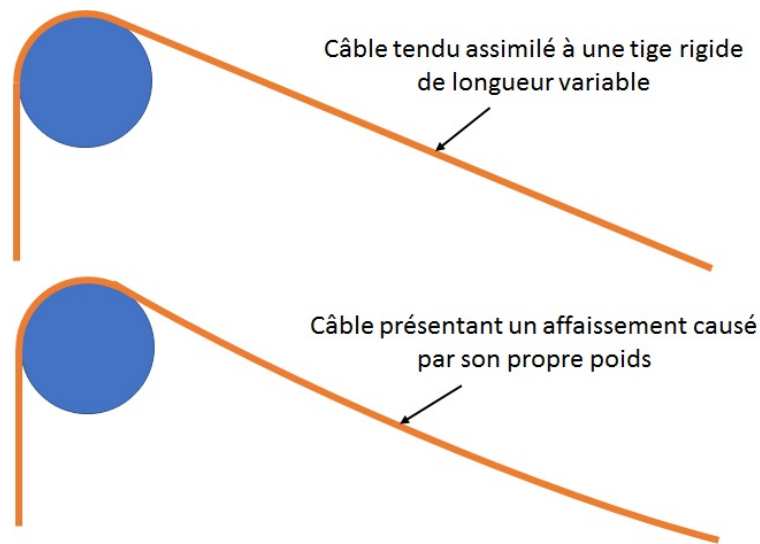


FIGURE 2.1 – Câble tendu et câble présentant un affaissement

plateforme mobile. En revanche, le modèle géométrique direct est plus complexe à calculer. Des capteurs supplémentaires en plus des mesures de longueurs des câbles peuvent être utilisés pour simplifier la résolution du modèle direct [Merlet (2018a)]. Autrement, il est nécessaire d'utiliser des algorithmes de résolution [Hiller et al. (2005); Berti et al. (2016)] qui peuvent augmenter les temps de résolution qui ne sont plus compatibles avec une utilisation temps réel.

Sur la base fixe, il est possible de guider les câbles avec des œillets ou des poulies. L'intérêt principal de l'emploi des poulies de guidage aux points d'ancrage sur la base fixe est la limitation des frottements des câbles [Bruckmann et al. (2008)]. Les poulies sont alors classiquement utilisés pour les RPCs [Pott (2012)]. Les poulies permettent aussi d'augmenter la durée de vie des câbles en limitant leurs rayons de courbure.

Dans [Pott (2012)], les modèles géométriques sans et avec poulie sont comparés. En considérant le rayon de la poulie, la longueur déroulée du câble est plus grande. La longueur du câble influe directement sur la précision, mais aussi sur la tension du câble. En effet, en ne considérant pas la poulie, la longueur du câble déroulée est plus petite, ce qui augmente les efforts sollicitant les câbles pour une même position et augmente les efforts générés par les frottements au niveau de la poulie. Ces frottements entraînent des instabilités qui peuvent perturber le comportement dynamique de la plateforme. L'espace de travail estimé en considérant la poulie est plus petit, mais la différence peut être négligeable pour la majorité des applications car l'erreur est inférieure à 2%.

Comme pour le modèle sans poulies, le modèle géométrique direct est plus complexe à résoudre. Dans [Schmidt and Pott (2013)], l'algorithme d'optimisation de Levenberg-Marquardt a été utilisé pour simuler le modèle pour une certaine configuration de RPC. Mais la garantie que

cette optimisation soit réalisable en temps réel dépend de la géométrie du RPC et de sa position simulée.

Pour de larges RPC avec des câbles de masse linéaire importante, la forme des câbles ne peut plus être approximée par une droite (figure 2.1). L'affaissement des câbles impose d'utiliser un modèle géométrique plus complexe [Ayala Cuevas et al. (2018); Riehl et al. (2009); Jingli et al. (2010); Yuan et al. (2015)]. La grande majorité des articles utilise le modèle d'Irvine [Irvine (1981)] issue de travaux dans le génie civil comme dans [Kozak et al. (2006); Riehl et al. (2009); Jingli et al. (2010); Arsenault (2013); Merlet and Alexandre-dit Sandretto (2015); Merlet (2019)].

Comme pour les autres modèles, le modèle géométrique direct considérant l'affaissement des câbles fait l'objet de quelques travaux de recherche [Merlet and Alexandre-dit Sandretto (2015); Merlet (2016, 2018b)].

Le modèle statique d'un robot dépend directement du modèle géométrique ainsi que de la rigidité des éléments de celui-ci. Deux types de modèles statiques existent. Le premier est celui de la transmission des efforts moteurs à la plateforme mobile pour assurer l'équilibre statique de celle-ci. Le second est le modèle élasto-statique considérant la déformation élastiques des éléments du robot sous efforts extérieurs.

### **2.1.2 Modèle statique d'un robot parallèle à câbles**

L'un des principaux paramètres qui pénalise la rigidité d'un RPC est la rigidité du câble. Une première approche consiste à appliquer des méthodes de modélisation des robots parallèles rigides aux RPCs. La rigidité du robot est calculée en considérant uniquement la rigidité axiale du câble comme dans [Hiller et al. (2005); Bruckmann et al. (2008)]. Il s'agit du modèle le plus simple permettant de caractériser la rigidité d'un RPC. Ce modèle prend en compte le module d'élasticité, la section transversale et la longueur des câbles. La rigidité d'un RPC varie en fonction de la longueur des câbles qui dépend de la position et de l'orientation de la plateforme. De même, le comportement vibratoire de la plateforme est également influencé par la rigidité des câbles [Diao and Ma (2009)].

Pour un RPC contraint, le câble est généralement préchargé afin d'éviter son affaissement. Behzadipour a été l'un des premiers à lancer des recherches pour calculer la rigidité au niveau de la plateforme mobile d'un RPC avec des câbles préchargés [Behzadipour and Khajepour (2006)]. Dans ce cas, les forces antagonistes générées par la précharge des câbles sont introduites à l'aide de la définition d'une matrice de rigidité antagoniste associée [Behzadipour and

Azadi (2007)]. Behzadipour déclare que la précharge a deux effets : elle augmente la rigidité transversale du câble et génère un couple sur la plateforme qui modifie sa rigidité en orientation, et qui peut créer une instabilité sur le système [Behzadipour and Khajepour (2006); Behzadipour and Azadi (2007)]. De plus, Xiong conclut que l'augmentation de la rigidité due à la précharge est plus importante pour les câbles à rigidité axiale faible [Xiong and Diao (2019)]. Cependant, la rigidité d'un RPC est limitée par la tension de traction maximale admissible [Xiong and Diao (2017)], qui est due à la limite mécanique du câble ou à la limite de couple de l'actionneur. Dans [Jamshidifar et al. (2017)], la matrice de rigidité antagoniste est utilisée dans la boucle de commande pour améliorer la rigidité et limiter les vibrations d'un robot parallèle totalement contraint.

Pour les grands RPC, le poids du câble provoque son affaissement, et influence donc la rigidité du robot. Dans [Yuan et al. (2014, 2015, 2017)] un modèle de rigidité dynamique pour les câbles fléchis est proposé. Il est basé sur la méthode de la matrice de rigidité dynamique (DMA). Une analyse expérimentale des vibrations sur la plateforme a été réalisée sur le robot Cogiro [Yuan et al. (2017)] et un autre prototype de RPC suspendu. Les résultats de simulation sont proches de ceux mesurés expérimentalement et montrent que le comportement des câbles influence principalement le comportement élasto-statique du RPC.

Les modèles statiques développés permettent de déterminer la variation de position d'équilibre statique du robot engendrée par une variation des forces appliquées à la plateforme mobile. Toutefois, lors du mouvement du robot des efforts dynamiques vont s'ajouter aux efforts s'exerçant sur la plateforme mobile.

### **2.1.3 Modélisation dynamique d'un robot parallèles à câbles**

Les éléments principaux influençant le comportement dynamique d'un RPC sont les tensions des câbles, les forces d'inertie (accélération, Coriolis, ...) et la gravité. Le modèle dynamique le plus simple est basé sur les hypothèses d'une rigidité du câble infinie et d'un amortissement nul, ce qui revient à négliger la dynamique du câble.

Néanmoins, le comportement des câbles a une influence sur la dynamique des RPCs. Des modèles proposent d'ajouter la masse linéique des câbles [Bedoustani et al. (2011); Du and Agrawal (2015)], leur raideur [Khosravi and Taghirad (2011); Khosravi et al. (2014); Du and Agrawal (2015)] et leur amortissement [Bedoustani et al. (2008); Korayem et al. (2017)]. En général le modèle rhéologique de Kelvin-Voigt basé sur une représentation du comportement par un ressort et un amortisseur en parallèle est utilisé. Dans le cas des applications de grandes



dimensions, la masse des câbles cause leur affaissement. Cette propriété peut être ajoutée au modèle dynamique, soit à l'aide d'une équation linéaire [Zi et al. (2008)], soit avec un modèle éléments finis en discrétisant le câble en masse-ressort [Du et al. (2012); Caverly and Forbes (2014)]. Les câbles ne peuvent que tirer sur la plateforme, ce qui engendre une non linéarité de la force sollicitant les câbles [Baklouti et al. (2017)].

Les inerties [Pham et al. (2005); Bedoustani et al. (2008); Khosravi and Taghirad (2011); Du and Agrawal (2015); Korayem et al. (2017)] et les frottements [Pham et al. (2005); Khosravi and Taghirad (2011)] dûs aux tambours et actionneurs peuvent aussi être intégrés dans la modélisation. Il est aussi possible d'ajouter du jeu et de l'élasticité entre l'actionneur et le tambour [Korayem et al. (2010)].

Ainsi, l'étude bibliographique montre que les câbles influencent les comportements dynamiques des RPCs. Il est alors nécessaire d'identifier les comportements particuliers des câbles impactant le comportement du robot.

## **2.2 Caractérisation du comportement mécanique des câbles**

En plus de la rigidité en traction des câbles, d'autres phénomènes mécaniques liés aux câbles peuvent influencer les performances des RPCs. Les autres phénomènes introduits dans la littérature sont principalement leur hystérésis et leur amortissement. La durée de vie du câble va avoir une incidence sur la stratégie de maintenance du RPC. Dans la suite de cette section, nous présentons ces trois dernières caractéristiques mécaniques des câbles impactant le comportement du robot.

### **2.2.1 Hystérésis**

Dans une première approche, la rigidité du câble peut être considérée comme linéaire. Cependant, des études expérimentales du comportement mécanique d'un câble ont montré un phénomène d'hystérésis (figure 2.2) lors des essais de chargement et de déchargement [Miyasaka et al. (2016); Baklouti et al. (2017); Choi and Park (2018)]. Sur la base des résultats expérimentaux, un modèle élastique intégrant l'effet d'hystérésis du câble est proposé [Miyasaka et al. (2016)]. Ce type de modèle peut être introduit dans une boucle de contrôle de force pour réduire les vibrations [Miermeister et al. (2015)]. D'après ces articles, le phénomène d'hystérésis avec un câble *Dyneema*<sup>®</sup> semble être plus important qu'avec un câble en acier (visible sur la figure 2.2).

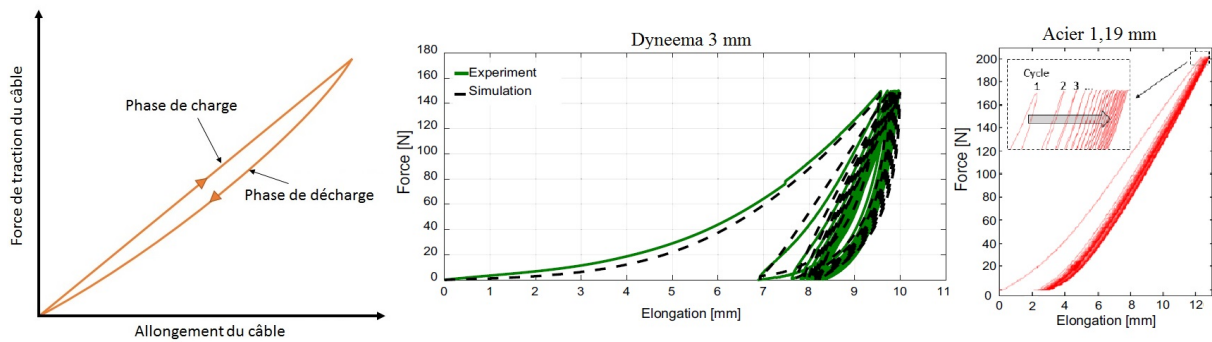


FIGURE 2.2 – Phénomène d’hystérésis sur un câble lors de la charge et de la décharge. Résultat expérimental pour un câble en *Dyneema*<sup>®</sup> [Choi and Park (2018)] et acier [Miyasaka et al. (2016)]

## 2.2.2 Amortissement

Comme un RPC peut effectuer une trajectoire à une dynamique élevée, l’effet d’amortissement (figure 2.3) du câble peut influencer le comportement dynamique du robot. Dans [Baklouti et al. (2017)], un modèle dynamique non linéaire avec amortissement d’un robot avec des câbles en acier est proposé. Une analyse dynamique est réalisée sur un câble en acier pour évaluer ses modules d’élasticité et d’amortissement. Le modèle est simulé pour deux RPCs suspendus non redondants. Sur la base des résultats de simulation, les amplitudes des oscillations de la plateforme entre le modèle viscoélastique non linéaire et le modèle linéaire classique sont divisés par plus de 2 avec un RPC de grande dimension comme le CAROCA (4 m × 7 m × 3 m). Dans [Piao et al. (2017)], un élément amortisseur à cinq ressorts représentant un modèle viscoélastique est utilisé pour contrôler un RPC suspendu avec des câbles en polymères. Les paramètres viscoélastiques sont identifiés en testant un seul câble du robot. Cependant, le modèle complet identifié dépend des caractéristiques des moteurs et des poulies, qui influencent également les paramètres viscoélastiques du RPC. Pour identifier le comportement global du moteur, des poulies et du câble, le module d’élasticité est exprimé en fonction de la longueur et de la tension du câble à l’aide d’une fonction polynomiale. Les coefficients polynomiaux optimaux ont été identifiés avec un algorithme appelé «brute-force». Cet algorithme utilise une fonction de coût qui compare l’allongement du câble estimé par le modèle et mesuré expérimentalement [Piao et al. (2017)]. Ce modèle viscoélastique est utilisé dans la boucle de commande d’un RPC. Il permet d’améliorer la précision dans la direction verticale (causée par le poids de la plateforme) de 9% par rapport à la position de référence. Cependant, aucune amélioration n’a été notée pour le déplacement horizontal.

Pour un câble en polymère, un modèle linéaire simple n’est pas assez précis et un modèle plus complexe est donc nécessaire [Tempel et al. (2019)]. Dans [Tempel et al. (2019)], le modèle

de Burgers est utilisé pour améliorer la stratégie de contrôle des forces dans les câbles d'un RPC. Ce modèle a été validé expérimentalement sur un câble *Dyneema*<sup>®</sup>. Il est à noter que les câbles en polymères semblent présenter du fluage (figure 2.4) qui peut être observé dans [Schmidt and Pott (2017)].

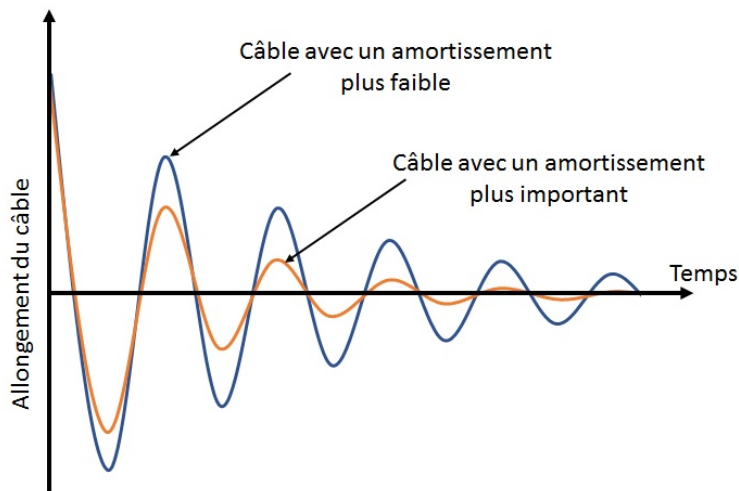


FIGURE 2.3 – Allongement du câble à la suite d'une perturbation en fonction des caractéristiques d'amortissement.

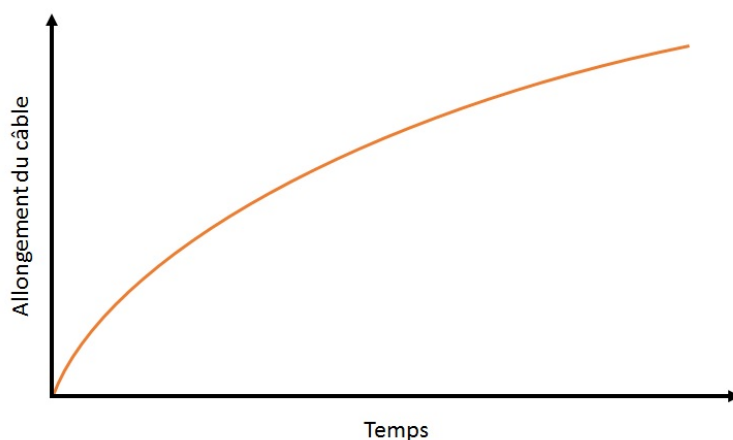


FIGURE 2.4 – Allure de l'allongement d'un câble avec du fluage soumis à une force de traction constante.

### 2.2.3 Durée de vie

La durée de vie d'un câble est un critère important. Cette durée de vie dépend de l'élasticité, la limite à la rupture, la résistance à l'usure, la résistance aux agents chimiques, la résistance aux conditions environnementales (température, humidité, rayon UV...). A cause de la faible durée de vie des cordes en fibre naturelle, elles ont été remplacées par des câbles en acier et des cordes en fibre synthétique.

Pour une application industrielle, la durée de vie du câble doit être estimée ainsi que l'évolution de ses propriétés mécaniques [Wehr et al. (2018); Schmidt and Pott (2018)]. La durée de vie du câble pendant la charge dynamique diminue en raison du frottement et de la flexion du câble sur la poulie générant un phénomène de fatigue. De plus, dans la littérature, les résultats expérimentaux montrent une variation du comportement du câble *Dyneema*<sup>®</sup> en fonction du temps.

La raideur, l'amortissement, l'hystérésis et la durée de vie des câbles dépendent directement du type de câble. Le choix du câble est donc un élément important dans les choix des composants d'un RPC.

## **2.3 Mise en œuvre**

Les performances d'un robot sont directement liées à sa géométrie, le choix de ces éléments mécaniques et sa stratégie de contrôle. Ces trois points essentiels à la mise en œuvre d'un RPC, sont détaillés dans cette section en se basant sur les RPCs présents dans la littérature.

### **2.3.1 Optimisation des points d'ancrages**

L'élément principal qui détermine la géométrie des robots parallèles à câbles est la position des points d'ancrages des câbles sur la base fixe et la plateforme mobile. Les positions de ces points nécessitent d'être bien déterminés par l'intermédiaire d'un problème d'optimisation selon des critères de performances et des contraintes. Cette optimisation doit considérer le comportement dans l'ensemble de l'espace de travail. L'optimisation peut permettre de maximiser l'espace de travail statique [Bouchard and Gosselin (2007); Perreault and Gosselin (2008); Ouyang and Shang (2014); Gouttefarde et al. (2015); Seriani et al. (2015); Zhang et al. (2018); Bolboli et al. (2019)] ou dynamique [Yi et al. (2019)] en fonction des exigences de l'application. Pour des applications de réhabilitation de la marche ou du bras, l'espace de travail est optimisé pour réaliser une trajectoire spécifique [Abbasnejad et al. (2016); Laribi et al. (2019a)]. Il est possible d'ajouter à cette optimisation des contraintes de non collision entre les câbles [Perreault and Gosselin (2008); Gouttefarde et al. (2015); Hussein et al. (2018)]. La tension maximale atteinte dans les câbles dans tout l'espace de travail peut aussi être minimisée [Hussein et al. (2018); Laribi et al. (2019a)]. Les positions des points d'ancrages peuvent être optimisées pour éviter les singularités [Abdolshah et al. (2017); Alamdari et al. (2017)]. La rigidité au niveau de la plateforme mobile est un autre facteur important pouvant être maximisé ou minimisé [Abdolshah

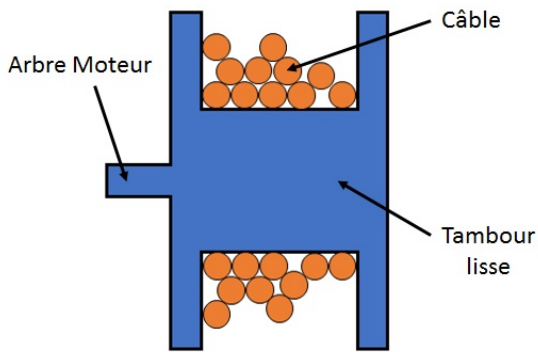


FIGURE 2.5 – Tambour avec un enroulement non maîtrisé du câble (vue de coupe)

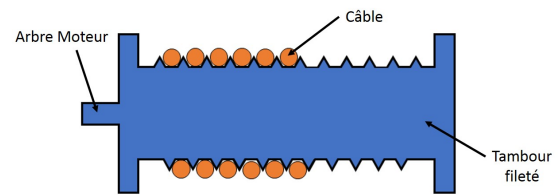


FIGURE 2.6 – Tambour fileté (vue de coupe)

et al. (2017); Alamdari et al. (2017); Bolboli et al. (2019)].

Dans le cas où les points d’ancrages des câbles sur le bâti sont sur des supports mobiles, une optimisation peut être utilisée pour trouver les meilleures positions possibles en fonction de la tâche à réaliser [Abdolshah et al. (2017); Alamdari et al. (2017)]. Il peut être nécessaire que la résolution par une méthode analytique ou numérique soit réalisable en temps réel [Alamdari et al. (2017)].

En plus de l’optimisation géométrique, le choix des éléments de conception d’un robot vont directement influencer la précision et les performances dynamiques de celui-ci. Dans le cas de notre application de fabrication additive, des solutions de grande précision, de faible masse et de faible frottement sont primordiales.

### 2.3.2 Choix technologique des éléments mécaniques

La majorité des RPCs utilise des moteurs électriques. L’un des éléments de conception principaux est le tambour qui enroule le câble. La solution industrielle la plus courante est celle des treuils, le câble est enroulé autour d’un tambour lisse dont la largeur est plus grande que le diamètre du câble (figure 2.5). Cette solution est notamment utilisée sur les robots Marionet [Merlet and Daney (2010)], Calowi [Ottaviano et al. (2007)] ou [Barnett and Gosselin (2015)]. L’enroulement du câble est libre, ce qui ne permet pas de contrôler l’enroulement sur le tambour. La majorité des robots parallèles à câbles utilise des codeurs pour mesurer l’angle du tambour. Cette solution n’est pas précise si elle est utilisée seulement avec un codeur au niveau du tambour. L’utilisation d’un système de mesure complémentaire est nécessaire [Merlet (2018a)].

Pour éviter que l’enroulement du câble sur le tambour soit aléatoire, il est pertinent d’ajouter un filetage sur le tambour pour contraindre l’enroulement latéral du câble (figure 2.6). Cette solution améliore la précision d’enroulement des câbles, elle est aujourd’hui la solution la plus

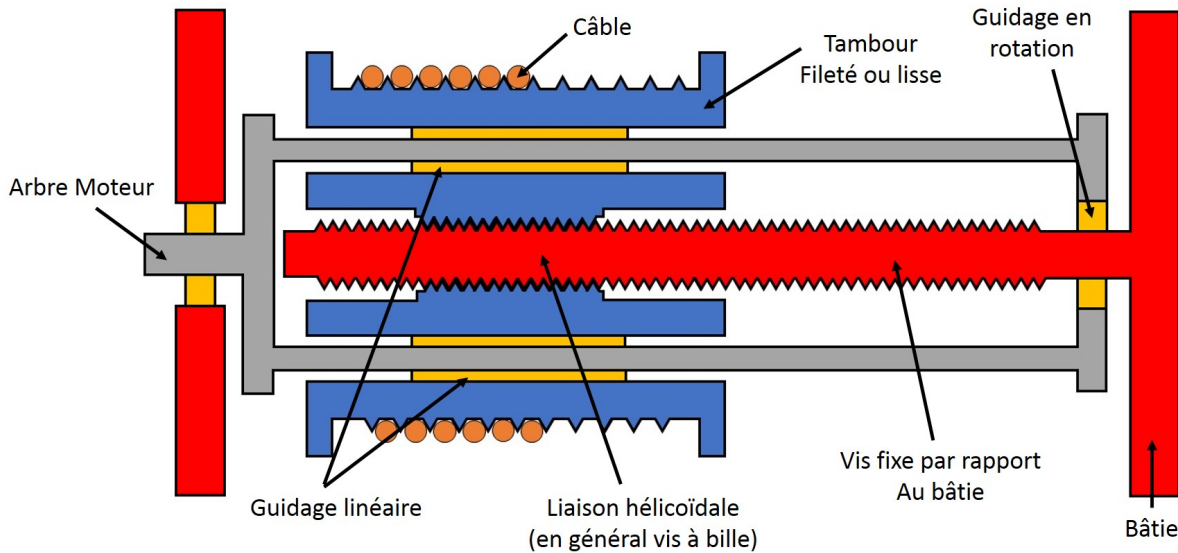


FIGURE 2.7 – Tambour en rotation et translation à l’aide d’une liaison hélicoïdale (vue de coupe)

répandue sur les RPCs [Hiller et al. (2005); Alikhani et al. (2011); Bruckmann et al. (2012); Izard et al. (2013a); Pott et al. (2013); Tourajizadeh (2013); Dubor et al. (2018); Wu et al. (2018); Gagliardini et al. (2018); Pedemonte et al. (2020)]. Mais l’inconvénient de cette solution est de ne pas garder un point de sortie du câble fixe. Il est nécessaire d’intégrer la position du câble sur le tambour au modèle géométrique du robot pour améliorer la précision. Il est aussi possible d’éloigner au maximum la poulie intermédiaire du tambour pour que la variation de longueur du câble causée par le déplacement du point de sortie soit négligeable.

Une troisième solution est de déplacer le tambour en translation en plus de sa rotation. Cette solution utilise une vis d’entraînement combinée à un guidage en translation pour réaliser ce mouvement (figure 2.7). Si le rapport de réduction entre le pas de la vis d’entraînement et le diamètre du tambour est correctement choisi, le point de sortie du câble reste fixe. Cette solution est présente dans les robots étudiés dans les articles suivants [Pham et al. (2005); Izard et al. (2013b); Gonzalez-Rodriguez et al. (2017); Mersi et al. (2018); Rognant and Courteille (2018); Zou et al. (2019)]. Mais, les performances dynamiques de cette solution sont moins bonnes que les deux précédentes. En effet, l’inertie en translation et en rotation du tambour dégrade la performance dynamique. De plus, la vis d’entraînement et le guidage en translation ajoutent des frottements. Cette solution est aussi plus encombrante que les deux précédentes.

D’autres solutions proposent d’assister le guidage du câble sur le tambour ou d’avoir un point fixe en sortie d’assemblage. Il est possible d’utiliser un tambour fileté en rotation avec l’aide d’un point de sortie du câble fixe (figure 2.8). Ce point de sortie peut être juste un simple trou comme dans [Brau and Gosselin (2006); Gosselin (2006); Alikhani et al. (2011)]. Pour réduire les frottements du câble, le trou peut être remplacé par une poulie avec 2 degrés de

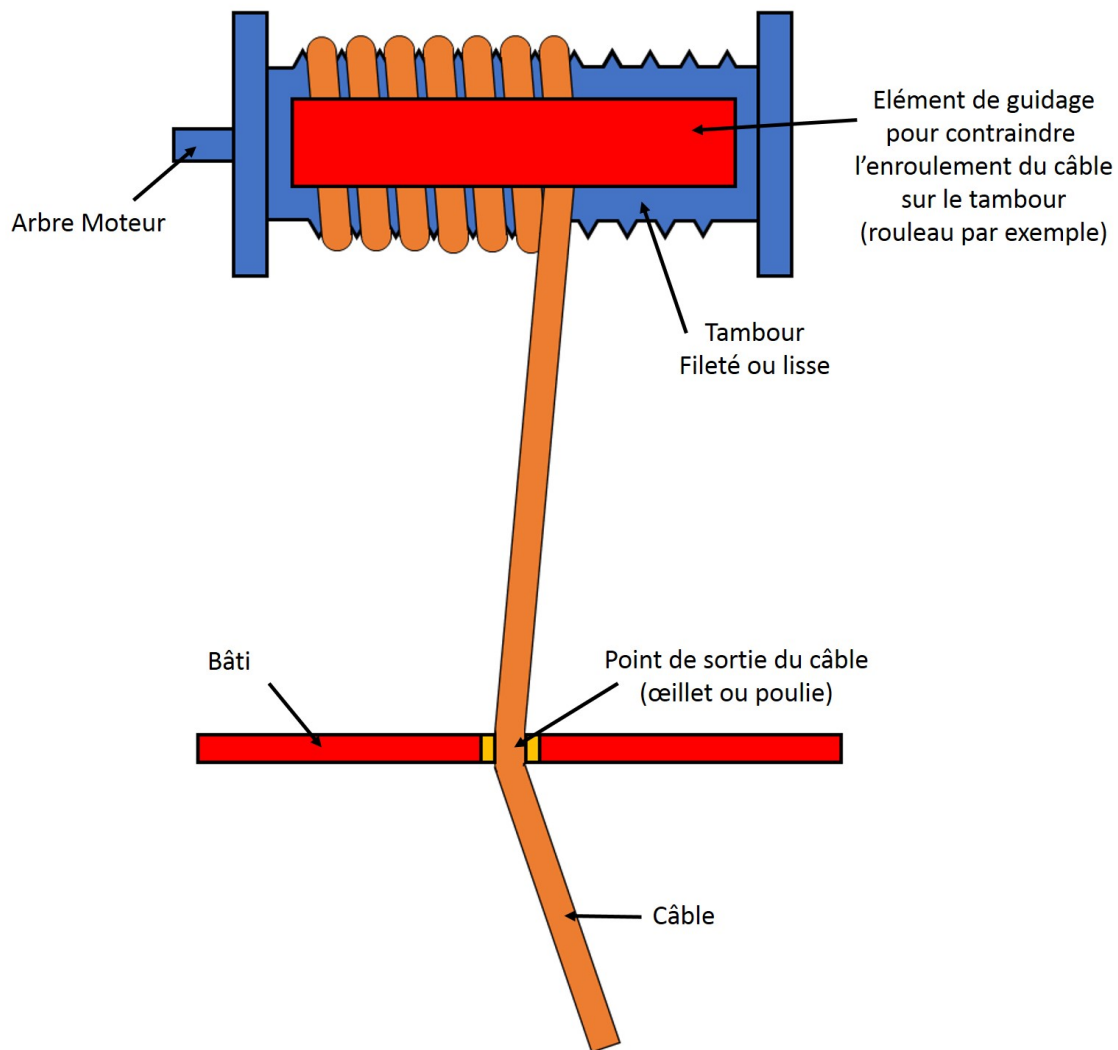


FIGURE 2.8 – Tambour avec un point de sortie fixe.

liberté en rotation [Yi et al. (2019)]. Une solution plus complexe présente sur le robot Charlotte [Campbell et al. (1995); Thompson and Campbell (1996)] est de combiner une poulie qui se déplace en translation pour aider l'enroulement du câble de manière synchronisé avec la rotation du tambour et d'ajouter un point de sortie fixe avec un trou (figure 2.9). Le robot IPAnema 3 utilise un enroulement similaire en remplaçant le simple trou par une poulie à 2 degrés de liberté [Pott et al. (2013)]. Un brevet de Technalia [Collado Jimenez et al. (2014)] s'appuie sur l'ajout de 2 capteurs à la poulie de sortie pour mesurer l'angle de sortie du câble. Le tambour de la Skycam [Skycam] ne dispose pas d'un filetage mais utilise un guidage de l'enroulement du câble à l'aide de poulies, de guidages en translation et d'une vis d'entraînement. Ces solutions sont plus complexes à réaliser.

D'autres solutions pour entraîner le câble existent comme pour le NIMS3D qui utilise un

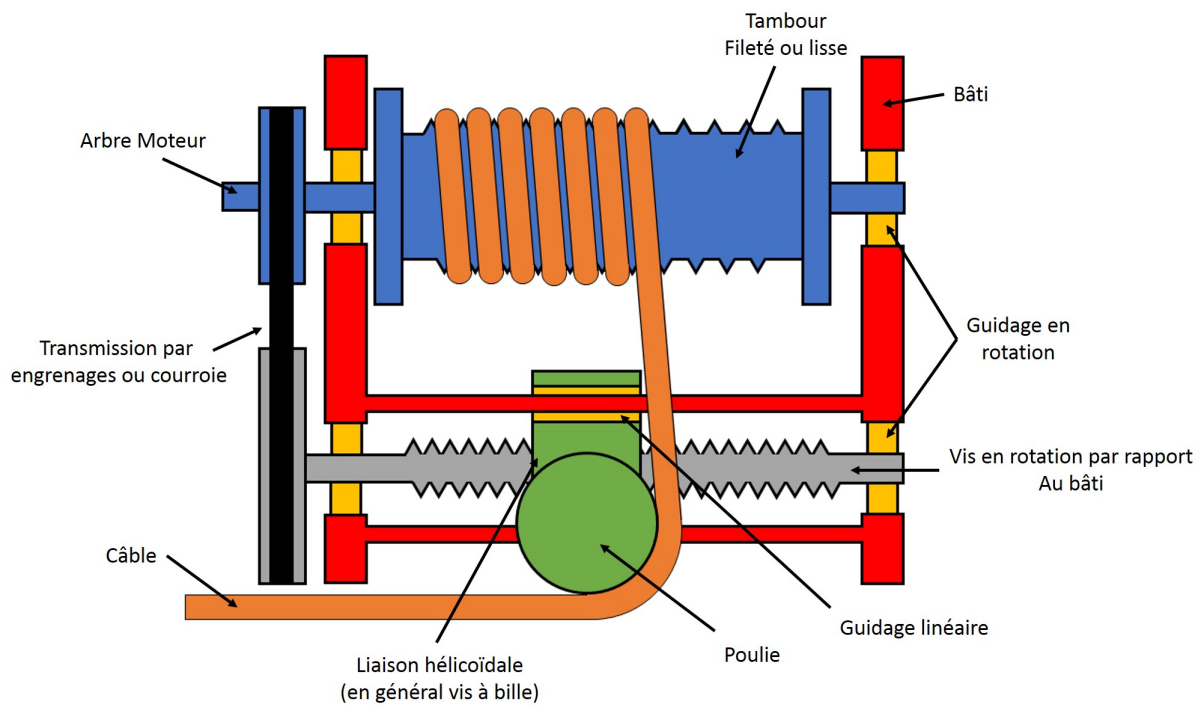


FIGURE 2.9 – Tambour avec guidage du câble à l’aide d’une poulie et d’une liaison hélicoïdale.

tambour de canne à pêche pour enrouler le câble [Borgstrom et al. (2006)]. Pour de faible longueur de câble, il peut être possible de remplacer le tambour par un actionneur linéaire comme dans [Merlet and Daney (2007); Pott et al. (2013); Zi et al. (2019)]. L’actionneur linéaire peut être combiné avec un système de palan pour augmenter la longueur du câble [Merlet and Daney (2007)]. Mais en contrepartie, la force que peut générer le moteur dans le câble est réduite. Pour des mouvements de faible amplitude comme sur le WARP [Maeda et al. (1999)] ou [Khajepour et al. (2003)], il est possible de remplacer le tambour par un bras rigide. Ce système se rapproche des marionnettes à fil. Dans [Zi et al. (2014)], un robot parallèle 5 bars est proposé à la place d’un tambour.

Les tambours peuvent aussi gérer l’enroulement de plusieurs câbles comme dans [Bosscher et al. (2005); Alikhani et al. (2011); Le et al. (2016); Zhang et al. (2018); Pott et al. (2019); Zi et al. (2019)]. Cette solution peut permettre de contraindre certains degrés de liberté de la plateforme, augmenter l’espace de travail, mais aussi la rigidité du robot.

Les points d’ancrages intermédiaires peuvent être des trous simples [Barnett and Gosselin (2015)] ou avec un guidage en céramique [Hiller et al. (2005)] pour diminuer le cisaillement dû au frottement du câble. Mais la solution la plus utilisée sur les robots parallèles à câbles sont des poulies de renvoi. Ces poulies peuvent avoir une gorge en V [Ottaviano et al. (2007); Tourajizadeh (2013); Zi et al. (2019)] couramment utilisée dans les applications de levage qui laisse plus de liberté au câble ou des poulies usinées avec une rainure adaptée au diamètre du



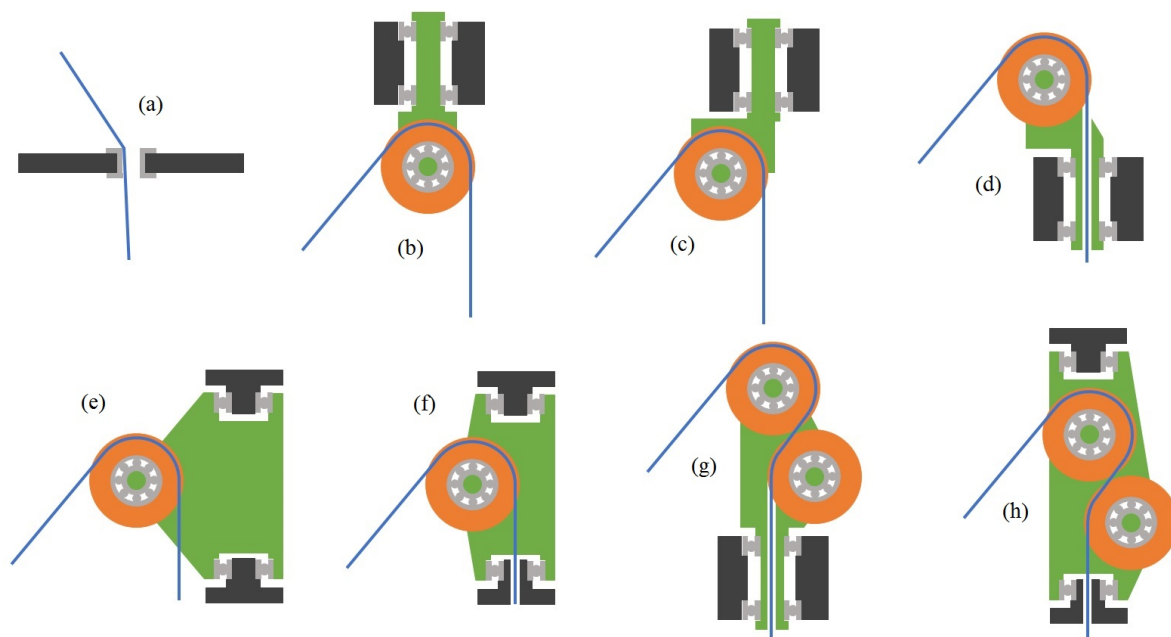


FIGURE 2.10 – Quelques configurations de points d’ancrage intermédiaires possibles.

câble [Izard et al. (2013b); Rognant and Courteille (2018)]. Les poulies peuvent être équipées de paliers lisses ou de roulements à billes. Sur les robots parallèles à câble, ces poulies peuvent avoir plus d’un degré de liberté. Dans le cas d’une poulie à 2 degrés de liberté, il est courant de voir un axe de rotation de la poulie aligné avec la direction du câble [Pott et al. (2013); Izard et al. (2013b); Rognant and Courteille (2018); Gagliardini et al. (2018); Dubor et al. (2018)]. Les points d’ancrages intermédiaires peuvent comporter des guidages supplémentaires comme dans [von Zitzewitz et al. (2010); Izard et al. (2013b,a)]. Huit possibilités de points d’ancrages intermédiaires sont présentées sur la figure 2.10.

La fixation du câble sur la plateforme va principalement dépendre du diamètre et du type des câbles choisis. Pour des applications avec des diamètres faibles de câbles, la fixation sur la plateforme se fait par l’intermédiaire d’un nœud ou le câble est serti à travers un trou [Hiller et al. (2005); Alikhani et al. (2011); Mersi et al. (2018); Rognant and Courteille (2018); Wu et al. (2018); Zi et al. (2019); Pannequin et al. (2020)]. Le trou peut aussi être conique comme pour le MiniIPAnema [Yang Ho et al. (2015)] pour diminuer le cisaillement du câble. Pour des applications à plus grande échelle des éléments d’accastillage sont utilisés [Surdilovic et al. (2007); Merlet and Daney (2010); Miermeister et al. (2016); Izard et al. (2017); Gagliardini et al. (2018)]. Mais les éléments d’accastillage ne garantissent pas la position d’un point d’ancrage fixe sur la plateforme. Des brevets de Fraunhofer [Pott and Schmidt (2012)] et Tecnalía [Collado Jimenez et al. (2014)] utilisent des éléments de guidages supplémentaires pour s’assurer que le point d’ancrage est correctement estimé. Dans [Gonzalez-Rodríguez et al. (2015);

Gonzalez-Rodriguez et al. (2017)], une conception utilisant une poulie comme point d'ancrage sur la plateforme permet de garder un modèle géométrique simplifié sans considérer le rayon de la poulie intermédiaire du robot. Mais cette solution ne marche qu'avec un RPC plan ou en fixant l'orientation de la plateforme du robot. Certains robots comme le Charlotte [Campbell et al. (1995); Thompson and Campbell (1996)] ont leurs moteurs directement sur la plateforme. La figure 2.11 résume certaines solutions de fixations sur la plateforme.

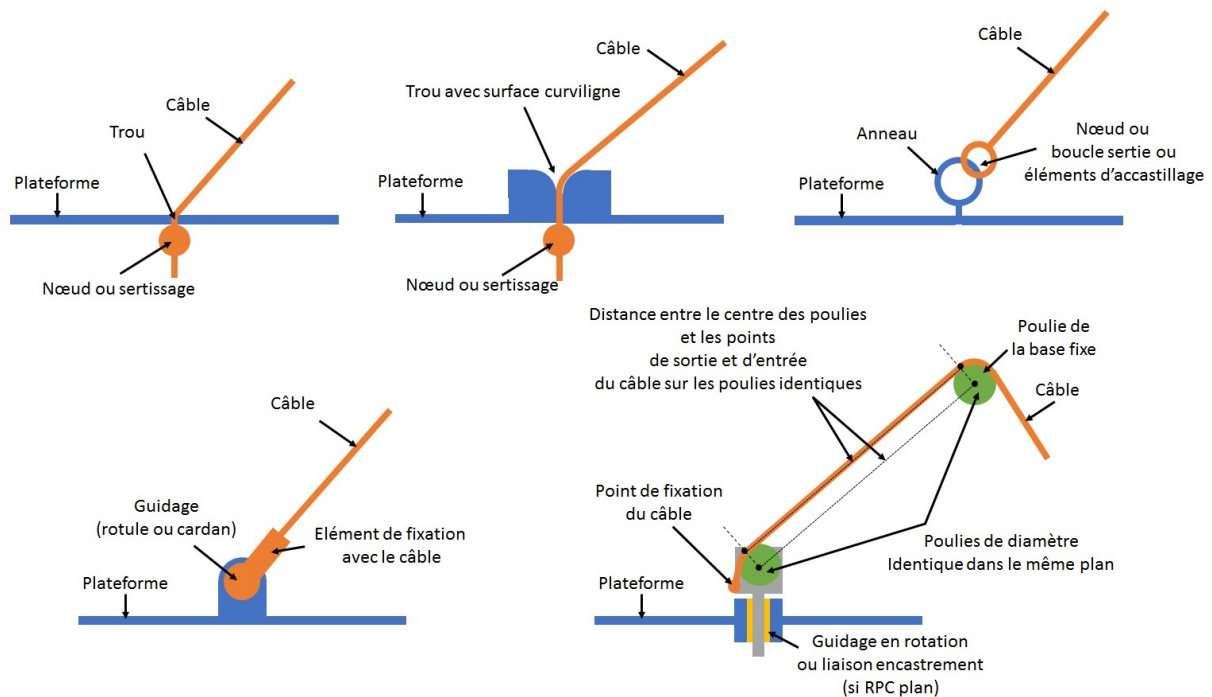


FIGURE 2.11 – Quelques configurations de fixation sur la plateforme

La manière la moins coûteuse pour estimer la force dans les câbles est d'utiliser l'estimation des couples moteurs à partir des mesures de courants. Mais cette solution montre des limites dans le cas où les frottements sont trop importants. L'ajout d'un capteur de force supplémentaire est en général nécessaire. Les capteurs de force peuvent être ajoutés en bout des câbles aux points d'ancrages sur la plateforme [Tang and Shao (2013); Yang Ho et al. (2015); Babaghassabha et al. (2015); Qian et al. (2018b)]. Mais cette solution oblige de faire passer des câbles électriques jusqu'à la plateforme ou d'équiper la plateforme d'une électronique embarquée. Un capteur de force peut être ajouté sur une poulie intermédiaire comme dans [Albus et al. (2003); Hiller et al. (2005); Izard et al. (2013a); Rognant and Courteille (2018); Zou et al. (2019); Yi et al. (2019)]. Il est nécessaire que la direction du câble par rapport au capteur de force soit connue. Un système de routage du câble à l'aide de poulies peut être nécessaire [Ottaviano et al. (2007)]. Dans [Ottaviano (2007)], une erreur maximale supérieure à 1 N est observée entre la force du capteur et l'estimation théorique. Cette différence est principalement due à la présence

de vibrations (dues en grande partie à la faible rigidité des éléments et du câble) et les frottements des poulies. Sur le robot IPAnema3, l'estimation de la force se fait à l'aide d'un capteur de force intégré au système d'enroulement du câble sur le tambour [Pott et al. (2013)]. La mesure de la force peut aussi être estimée à l'aide de la mesure de la force appliquée par le câble sur la poulies [Tourajizadeh (2013)] ou en remplaçant l'arbre par un axe dynamométrique comme sur le WARP [Maeda et al. (1999)] et le HRPCable [Santos et al. (2020)].

Pour les RPCs pleinement contraints, il est préférable de garder les câbles constamment sous tension pour éviter un changement brusque de forces dans les câbles qui peut déstabiliser la plateforme. Un contrôle des forces dans les câbles est donc nécessaire.

### **2.3.3 Contrôle de la force dans les câbles**

Pour garantir un bon contrôle en tension dans les câbles, il est nécessaire que les tensions dans les câbles satisfassent les conditions d'équilibre statique de la plateforme. Pour un robot redondant, il existe une infinité de combinaisons de tensions comprises dans le noyau de la matrice jacobienne du robot. La majorité des contrôleurs utilise un algorithme de distribution des forces dans les câbles qui respecte les conditions d'équilibre [Bruckmann et al. (2006); Pott et al. (2009); Gouttefarde et al. (2015); Boehler et al. (2017); Rasheed et al. (2018)]. Il est aussi possible d'intégrer à l'algorithme la raideur des câbles [Xiong and Diao (2017); Jamshidifar et al. (2017)], l'affaissement des câbles [Yuan et al. (2016)] ou l'équilibre d'autres éléments comme des bases mobiles [Rasheed et al. (2018)]. Les algorithmes peuvent être intégrés dans des stratégies de commande force-position [Bruckmann et al. (2006); Kraus et al. (2015); Boehler et al. (2017); Yi et al. (2019)], par admittance [Fortin-Côté et al. (2014); Yang Ho et al. (2015)], par anticipation [Gouttefarde et al. (2015)] ou par adaptation [Babaghasabha et al. (2015)].

Ces différentes stratégies de contrôle peuvent permettre de garantir une meilleure maîtrise du RPC. Le principe de distribution des forces dans les câbles sera détaillé dans le chapitre suivant.

## **2.4 Problématique de la thèse**

Les contributions de cette thèse se sont déroulées autour de la conception et la fabrication d'un prototype de RPC. La thèse se focalise sur la modélisation d'un RPC pour la fabrication additive. Les travaux se basent sur des modélisations déjà existantes, mais les adaptent à notre application. Les modèles proposés sont utilisés dans la phase de conception de l'architecture du robot. Le positionnement de la thèse, les verrous scientifiques et les méthodes pour les résoudre

sont discutés dans les paragraphes suivants.

### 2.4.1 Positionnement des travaux de thèse

La nature même des robots à câbles contraints permet d'envisager d'adapter la raideur apparente au niveau de l'effecteur en fonction de la tension dans les câbles. L'optimisation de la raideur pour les robots à câbles est encore peu abordée. Pour des opérations nécessitant une vitesse de parcours de la trajectoire importante, la raideur des robots doit permettre de garantir un niveau donné de précision dynamique. De plus, la rigidité permet d'augmenter les premières fréquences propres du système, pour que celui-ci soit moins pénalisant sur la précision de suivi de la trajectoire. Pour les robots à câbles, l'augmentation de la raideur peut se faire de plusieurs façons :

- en optimisant les points d'ancrages des câbles ;
- en prenant des câbles avec une rigidité importante ;
- en modifiant la tension dans les câbles ;
- en augmentant le nombre de câbles.

La majorité des applications de robots à câbles prennent des câbles très rigides pour répondre à une exigence de rigidité du robot. L'augmentation du nombre de câbles est principalement utilisée pour agrandir la taille de l'espace de travail et éviter les singularités. Mais il y a encore peu de recherches sur les autres aspects (tension des câbles et optimisation de la rigidité).

La tension dans les câbles peut aussi avoir une influence sur la rigidité du système. Une matrice de raideur considérant une précharge dans les câbles peut être utilisée. Cette précharge nécessite néanmoins de satisfaire l'équation d'équilibre des forces.

D'après certains articles, nous pouvons voir que plusieurs comportements particuliers des câbles ont un impact sur le comportement dynamique des RPCs. De plus, en fonction du comportement du matériau du câble et de la charge, il peut être nécessaire de mettre en place un modèle complexe suffisamment prédictif vis à vis des contraintes de conception ou de commande. Cependant, l'utilisation d'hypothèses simplificatrices permet de réduire le temps de simulation tout en ayant une précision suffisante et pertinente suivant les applications.

Dans la littérature, différents types de câbles sont utilisés pour les RPCs. Il y a peu de tests comparatifs pour illustrer l'influence du câble sur le comportement des RPCs. Les matériaux les plus utilisées dans la fabrication des câbles de RPCs sont l'acier [Yuan et al. (2015)], le polyéthylène de masse molaire très élevée (*Dyneema*<sup>®</sup>) [Pott et al. (2013)] et l'aramide (également appelé Kevlar) [Zi et al. (2019)]. Pour les robots de grande taille, le poids du câble peut provo-

quer un affaissement [Yuan et al. (2015)]. Dans ce cas, les principaux avantages du *Dyneema*<sup>®</sup> et de l'aramide par rapport à l'acier sont leur masse plus faible pour la même longueur et le même diamètre. Ils ont donc à masse comparable, une plus grande rigidité et capacité de charge que les câbles en acier. Un autre problème avec un câble en acier est son rayon de courbure minimum admissible, qui est supérieur à celui des câbles *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide [Schmidt and Pott (2018)]. Pour un câble en acier, le rayon des poulies doit être 25 fois supérieur à celui des câbles en polymère [Wehr et al. (2018)]. Pour les câbles en polymère, un diamètre 10 fois plus grand suffit. D'après les travaux présentés dans la littérature, les principaux inconvénients du câble en acier sont identifiés. Cependant, peu d'études se concentrent sur les problèmes soulevés par les câbles *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide pour les applications de RPCs.

Au niveau de la conception du robot, le système d'enroulement est l'un des points essentiels. Dans l'état de l'art, il est possible de constater une complexification de la conception des enrouleurs. Toutes les solutions utilisent un enroulement latéral du câble. Or une solution simple d'enroulement radial du câble ne semble pas avoir été étudiée.

## 2.4.2 Verrous scientifiques et méthodes de résolutions

Pour la préconception d'un RPC, il est primordial de considérer la rigidité du robot pour prédire l'erreur de suivi statique et dynamique d'une trajectoire. La matrice de rigidité permet de caractériser la rigidité du robot au niveau de l'effecteur et de déterminer ses modes propres, connaissant sa matrice de masse. Peu de recherches s'intéressent à l'optimisation des points d'ancrages pour améliorer la rigidité du robot dans l'ensemble de l'espace du travail. Nous allons donc proposer une optimisation des points d'ancrages du câble en considérant la rigidité et la taille de l'espace d'impression. Les points d'ancrages sur la structure sont situés à l'intérieur d'un cube de 1 m<sup>3</sup>.

Dans la thèse, l'analyse de la raideur au niveau de la plateforme mobile en fonction de la précharge dans les câbles est considérée. Dans l'état de l'art, il y a peu de recherches sur ce point et ce sont principalement des études théoriques. A notre connaissance, il n'y a pas de validation expérimentale présente dans la littérature. Lors de la thèse, un modèle considérant la précharge dans les câbles a été développé et validé expérimentalement à l'aide d'une première structure parallèle à câble sans moteur. Cette analyse observe principalement l'évolution des fréquences de vibrations de la plateforme en fonction de la précharge dans les câbles. Cette étude est aussi utilisée pour valider expérimentalement les performances statiques de la plateforme mobile optimisée en comparaison d'une plateforme non optimisée.

Dans la littérature, il est difficile de statuer sur le type le plus adapté de câble pour notre application de RPC pour la fabrication additive. Il n'y a pas d'étude comparative sur la rigidité, l'amortissement, l'hystérésis et le fluage de différents types de câbles pour les RPCs. Cette thèse propose donc des essais expérimentaux comparatifs entre 3 types de câbles (acier, *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide). Ils nous permettent de sélectionner celui que nous allons choisir pour notre prototype. L'analyse de la raideur a aussi été réalisée pour les différents types de câble en vue d'observer la cohérence du comportement du câble avec le modèle de robot proposé.

Nous pouvons constater une complexification du système d'enroulement sur les RPCs. La mise en œuvre technique de notre robot privilégie des solutions simples, mais mécaniquement précises. L'enroulement radial du câble sur un disque a été choisi car l'étude de cette solution est intéressante par rapport aux solutions déjà présentes sur les RPCs. Cette solution est envisageable pour des longueurs faibles de câble à enrouler. Dans notre cas cette longueur est inférieure à 2 mètres. La modélisation géométrique de cet enrouleur sera aussi traitée dans cette thèse. Cette solution peut permettre de mettre en avant des atouts ou des inconvénients, non discutés dans la littérature. Elle permettra de voir si l'estimation de la force dans les câbles directement à partir du couple moteur est possible ou si l'ajout d'un capteur de force supplémentaire est nécessaire. Des poulies intermédiaires sont utilisées pour guider les câbles entre le disque et la plateforme.

Les performances des RPCs sont des données difficiles à trouver dans la littérature. Dans la communauté, il est principalement mentionné que les RPCs ont une faible précision, mais une bonne répétabilité. A notre connaissance, pour des dimensions et une architecture comparable à notre robot, le Segesta [Hiller et al. (2005)] présenterait la meilleure position absolue avec 1 mm d'erreur maximale annoncée. Nous nous attendons donc à une précision géométrique et dynamique inférieure à 1 mm dans l'espace d'impression. Notre robot doit réaliser des trajectoires rapides, mais pour l'application de la fabrication additive, une vitesse maximale de 0,1 m/s de la plateforme est suffisante. Le prototype final est présenté sur la figure 2.12.



FIGURE 2.12 – Prototype final

## Chapitre 3

# Modélisation d'un robot parallèle à câbles pour la fabrication additive

Ce chapitre développe les modèles en vue d'optimiser la conception du robot. Le robot que nous réalisons est un RPC totalement contraint à 8 câbles. Les points d'ancrages sur la structure sont compris dans un cube de  $1 \text{ m}^3$ . Dans notre application, nous allons utiliser des câbles fins. Le modèle géométrique peut être simplifié en négligeant l'affaissement des câbles dû à leur poids. Ainsi, les câbles sont considérés comme des tiges de longueur variable, de diamètre faible et de masse nulle. Le faible diamètre des câbles est pris en compte pour l'enroulement sur les poulies. Ces câbles fonctionnent uniquement en traction. Dans cette approche de modélisation, nous prenons en compte uniquement l'élasticité des câbles. Nous supposons que le câble a un comportement élastique linéaire [Behzadipour and Khajepour (2006)]. Leur amortissement est supposé négligeable. En effet, l'amortissement n'a pas d'influence sur la rigidité statique. Pour la caractérisation dynamique, les propriétés modales (fréquences propres, déformées modales) sont très peu modifiées par un faible amortissement, cette hypothèse permet une énorme simplification du modèle et de la caractérisation expérimentale du câble. Les hypothèses mises en place sont discutées dans le chapitre 4.

Tout d'abord, deux modèles géométriques sont établis, l'un simplifié et l'autre prenant en compte la poulie de renvoi. Le modèle simplifié est utilisé pour la préconception du robot, tandis que le second est utilisé pour la génération de trajectoire du prototype. Ensuite, l'équilibre statique est défini et la répartition de la tension de câble nécessaire est expliquée. La matrice de rigidité prenant en compte les tensions antagonistes des câbles est formulée. Par la suite, le modèle dynamique d'un RPC est développé pour les simulations. Enfin, l'algorithme de calcul de l'espace d'impression du robot est présenté.



Les notations utilisées sont les suivantes :

- $\mathcal{R}$  : un repère.
- $l$  : un élément en italique est un scalaire.
- $\mathbf{u}^0$  : un élément en gras et minuscule est un vecteur, ici il s'agit d'un vecteur unitaire défini dans la base  $\mathcal{R}_0$ .
- $\mathbf{a}_i, \mathbf{b}_i^0$  est le vecteur partant du point  $A_i$  jusqu'à  $B_i$  dont les coordonnées sont exprimées dans la base  $\mathcal{R}_0$ .
- $\mathbf{R}_{E0}$  : un élément en gras et majuscule est une matrice, ici il s'agit de la matrice de rotation de la base  $\mathcal{R}_E$  vers  $\mathcal{R}_0$ .

### 3.1 Modèle géométrique

Le modèle géométrique d'un RPC exprime les relations entre les longueurs des câbles et la pose de la plate-forme mobile. La plate-forme mobile est désignée par l'abréviation MPF (mobile platform) dans la suite du document.

#### 3.1.1 Modèle géométrique simplifié

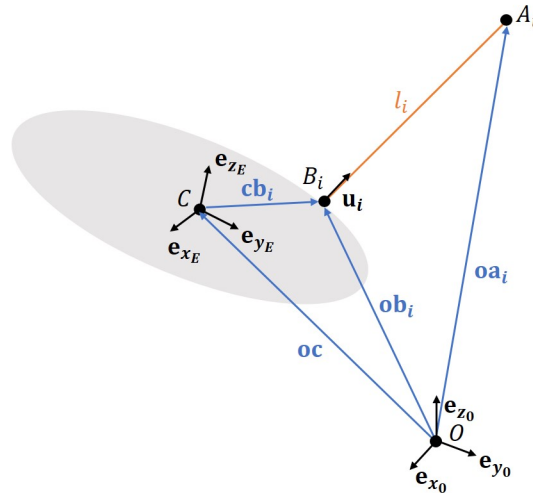


FIGURE 3.1 – Schéma d'un câble reliant la MPF et la base fixe

Les paramètres du modèle géométrique du robot sont présentés sur la figure 3.1. Le repère fixe du bâti du robot est  $\mathcal{R}_0 (O, \mathbf{e}_{x_0}, \mathbf{e}_{y_0}, \mathbf{e}_{z_0})$ , où le point  $O$  est défini au centre de l'espace d'encombrement du robot. Le repère attaché à la MPF est  $\mathcal{R}_E (C, \mathbf{e}_{x_E}, \mathbf{e}_{y_E}, \mathbf{e}_{z_E})$ , où le point  $C$  est son centre de gravité.

On note par  $\mathbf{u}_i^0$  les vecteurs unitaires des droites modélisant les câbles  $i (i = 1, \dots, 8)$  dont les coordonnées sont exprimées dans le référentiel  $\mathcal{R}_0$ . Comme la section des câbles est circulaire,

la droite portée par les câbles correspond à la fibre neutre du câble. Les points  $A_i$  et  $B_i$  sont respectivement les points d'ancrages des câbles  $i$  ( $i = 1, \dots, 8$ ) sur la base fixe et la MPF. La pose de la MPF est donnée grâce à 3 variables de translation  $x$ ,  $y$  et  $z$ , les coordonnées du point  $C$  dans le repère  $\mathcal{R}_0$  et 3 angles de rotation  $\psi$ ,  $\theta$  et  $\varphi$  suivant la convention de Tait-Bryan XYZ par rapport au repère  $\mathcal{R}_0$ . Les contraintes géométriques du système peuvent être obtenues par l'équation de fermeture vectorielle pour chaque câble :

$$\mathbf{ob}_i^0 = \mathbf{oc}^0 + \mathbf{cb}_i^0 = \mathbf{oa}_i^0 + \mathbf{a}_i\mathbf{b}_i^0 \quad (3.1)$$

Si l'effet d'affaissement est ignoré, chaque câble est similaire à une tige rigide en équilibre statique et sa longueur peut être calculée par :

$$l_i = \left\| \mathbf{a}_i\mathbf{b}_i^0 \right\|_2 = \left\| -\mathbf{oa}_i^0 + \mathbf{oc}^0 + \mathbf{R}_{E0}\mathbf{cb}_i^E \right\|_2 \quad (3.2)$$

avec  $\mathbf{R}_{E0}$  la matrice de rotation entre le repère de l'effecteur  $\mathcal{R}_E$  et le repère fixe de référence  $\mathcal{R}_0$ . Ces équations donnent le modèle géométrique inverse du robot.

Le vecteur unitaire qui porte la direction du câble peut être exprimé comme suit :

$$\mathbf{u}_i^0 = -\frac{\mathbf{a}_i\mathbf{b}_i^0}{l_i} \quad (3.3)$$

Toutefois, dans cette modélisation, l'influence des poulies est négligée.

### 3.1.2 Modèle géométrique avec poulie intermédiaire

Dans le cas où on considère les poulies intermédiaires dans le modèle géométrique, le point  $A_i$  n'est plus fixe sur le bâti (figure 3.2). De plus la longueur d'enroulement du câble  $l_{pi}$  sur la poulie dépend de la position de la MPF [Pott (2012)]. Cette longueur est dépendante du rayon  $r_{pi}$  (qui correspond à la somme du rayon de la poulie avec le rayon du câble) et de son angle d'enroulement  $\beta_{pi}$  :

$$l_{pi} = r_{pi}\beta_{pi} \quad (3.4)$$

Les points  $P_i$  et  $M_i$  sont introduits comme sur la figure 3.2. Le point  $P_i$  est un point fixe dans le repère  $\mathcal{R}_0$  qui représente le point d'entrée du câble sur la poulie. Nous introduisons le repère de la poulie  $\mathcal{R}_{P_i}$  ( $P_i, \mathbf{e}_{x_i}, \mathbf{e}_{y_i}, \mathbf{e}_{z_i}$ ) fixe vis à vis du bâti. Les vecteurs unitaires  $\mathbf{e}_{x_i}$  et  $\mathbf{e}_{y_i}$  sont dans le plan de rotation de la poulie et  $\mathbf{e}_{z_i}$  est porté par l'axe de rotation du support de la poulie. En utilisant la matrice de rotation  $\mathbf{R}_{0P_i}$  du repère  $\mathcal{R}_0$  vers le repère  $\mathcal{R}_{P_i}$ , le point  $B_i$  peut donc être

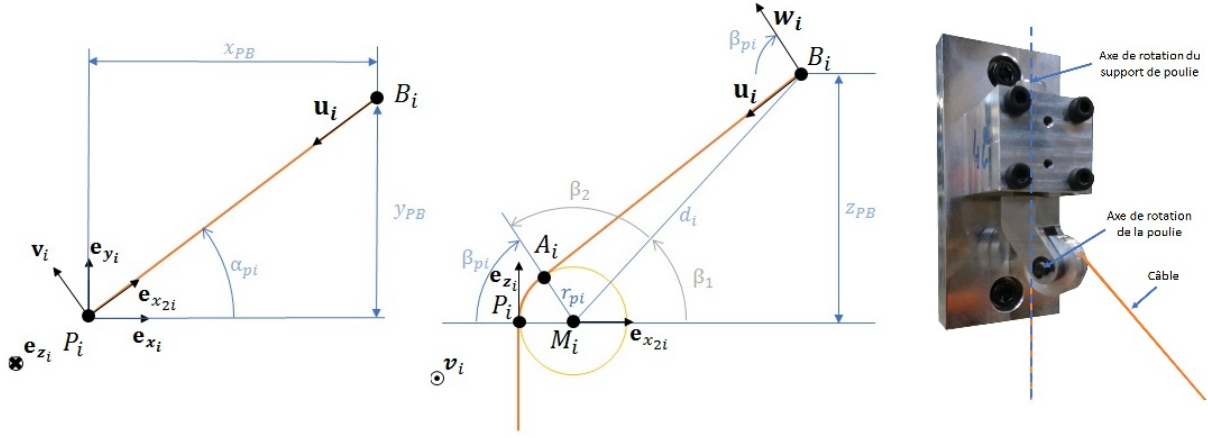


FIGURE 3.2 – Schéma de la poulie

projeté dans le repère  $\mathcal{R}_{P_i}$  tel que :

$$\mathbf{p}_i \mathbf{b}_i^{P_i} = \mathbf{R}_{0P_i} (\mathbf{oc}^0 + \mathbf{R}_{0E} \mathbf{cb}_i^E - \mathbf{op}_i^0) = \begin{bmatrix} x_{PB} \\ y_{PB} \\ z_{PB} \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

Le support de la poulie est en rotation par rapport au repère fixe  $\mathcal{R}_{P_i}$  d'axe  $(P_i, \mathbf{e}_{z_i})$  d'un angle  $\alpha_{pi} = \widehat{(\mathbf{e}_{x_i}, \mathbf{e}_{x_{2i}})}$  par rapport au bâti. Nous définissons un second repère de la poulie  $\mathcal{R}_{P_{2i}}(P_i, \mathbf{e}_{x_{2i}}, \mathbf{v}_i, \mathbf{e}_{z_i})$  telle que  $\mathbf{e}_{x_{2i}}$  est la projection du vecteur  $\mathbf{p}_i \mathbf{b}_i^{P_i}$  dans le plan  $(P_i, \mathbf{e}_{x_i}, \mathbf{e}_{y_i})$  et  $\mathbf{v}_i$  un vecteur orthogonal à  $\mathbf{e}_{z_i}$  et  $\mathbf{e}_{x_{2i}}$ .

L'angle  $\alpha_{pi}$  peut être déduit par relation trigonométrique :

$$\alpha_{pi} = \arctan \left( \frac{y_{PB}}{x_{PB}} \right) \quad (3.6)$$

La matrice de rotation du repère  $\mathcal{R}_{P_{2i}}$  vers le repère fixe  $\mathcal{R}_{P_i}$  est la suivante :

$$\mathbf{R}_{P_{2i}P_i} = \begin{bmatrix} \cos(\alpha_{pi}) & -\sin(\alpha_{pi}) & 0 \\ \sin(\alpha_{pi}) & \cos(\alpha_{pi}) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

La position du point  $M_i$  dans le repère  $\mathcal{R}_{P_i}$  est donc :

$$\mathbf{p}_i \mathbf{m}_i^{P_i} = \mathbf{R}_{P_{2i}P_i} \begin{bmatrix} r_{pi} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

La distance  $d_i$  entre les points  $M_i$  et  $B_i$  est donc égale à :

$$d_i = \left\| \mathbf{m}_i \mathbf{b}_i^{Pi} \right\|_2 = \left\| \mathbf{p}_i \mathbf{b}_i^{Pi} - \mathbf{p}_i \mathbf{m}_i^{Pi} \right\|_2 \quad (3.9)$$

Si  $r_p < d_i$ , l'angle d'enroulement  $\beta_{pi}$  peut être calculé par la relation trigonométrique :

$$\beta_{pi} = \pi - \beta_1 - \beta_2 = \pi - \arccos\left(\frac{z_{PB}}{d_i}\right) - \arcsin\left(\frac{r_p}{d_i}\right) \quad (3.10)$$

La position du point  $A_i$  est donc :

$$\mathbf{p}_i \mathbf{a}_i^{Pi} = \mathbf{p}_i \mathbf{m}_i^{Pi} + \mathbf{R}_{P_{2i}P_i} \begin{bmatrix} -r_{pi} \cos(\beta_{pi}) \\ 0 \\ r_{pi} \sin(\beta_{pi}) \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

Le repère du câble  $\mathcal{R}_{cable}(B_i, \mathbf{u}_i, \mathbf{v}_i, \mathbf{w}_i)$  est défini tel que  $\mathbf{u}_i$  est comme précédemment porté par la droite du câble :

$$\mathbf{u}_i^{Pi} = -\frac{\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^{Pi}}{\left\| \mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^{Pi} \right\|_2} \quad (3.12)$$

$\mathbf{w}_i$  est orthogonal à  $\mathbf{u}_i$  et  $\mathbf{v}_i$ .

La longueur entre les point  $A_i$  et  $B_i$  donne donc :

$$l_i = \left\| \mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^{Pi} \right\|_2 = \left\| \mathbf{p}_i \mathbf{b}_i^{Pi} - \mathbf{p}_i \mathbf{a}_i^{Pi} \right\|_2 \quad (3.13)$$

La longueur totale de câble du point  $P_i$  au point  $B_i$  est donc :

$$l_{tot} = r_p \beta_{pi} + l_i \quad (3.14)$$

Si  $r_p$  est nul, nous retrouvons l'équation 3.2 et  $\mathbf{oa}_i^0$  est égale à  $\mathbf{op}_i^0$ .

Ce modèle géométrique est utilisé dans la commande du prototype. Dans la suite les modèles statiques et dynamiques pour la simulation sont présentés.

## 3.2 Modèle statique et dynamique

Les modèles statiques et dynamiques prennent en compte les caractéristiques physiques du robot. Dans notre modélisation, il s'agit principalement du poids de la MPF et de l'élasticité des câbles. Les équations de la statique du robot seront dans un premier temps développées. Un modèle statique permet de déterminer la configuration à l'équilibre de la plateforme. Pour

garantir cette équilibre, il est nécessaire que les forces dans les câbles respectent les équations de la statique. L'algorithme utilisé de distribution des forces dans les câbles dans cette thèse est introduit. Puis, une matrice de rigidité basée sur les équations de la statique est développée. Celle-ci tient compte de la précharge dans les câbles. Cette section se termine sur le modèle dynamique utilisé dans les simulations. Ce modèle permet de simuler le robot en mouvement.

### 3.2.1 Équilibre statique et distribution des forces dans les câbles

Le torseur des actions appliquées par les câbles sur la MPF peut être exprimé en fonction des tensions des câbles  $t_i$  ( $i = 1, \dots, 8$ ) sur la MPF comme suit :

$$\mathbf{w}_{cables}^0 = \begin{bmatrix} \mathbf{F}_{cables}^0 \\ \mathbf{M}_{cables}^0(C) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \\ \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \times \mathbf{b}_i \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} = \mathbf{J}^t \begin{bmatrix} t_1 \\ \vdots \\ t_8 \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

où  $\mathbf{F}_{cables}^0$  et  $\mathbf{M}_{cables}^0(C)$  sont respectivement la force et le moment appliqués par les câbles au point  $C$  et exprimés dans le repère fixe  $\mathcal{R}_0$ .  $\mathbf{J}^t$  est la matrice de transmission des efforts qui est la transposée de la matrice jacobienne issu du modèle cinématique inverse exprimée également dans  $\mathcal{R}_0$ . Elle est donnée par :

$$\mathbf{J}^t = \begin{bmatrix} \mathbf{u}_1^0 & \dots & \mathbf{u}_8^0 \\ \mathbf{u}_1^0 \times \mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 & \dots & \mathbf{u}_8^0 \times \mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Cette matrice est utilisée dans la formulation de la matrice de rigidité du robot, l'algorithme de distribution des forces et le calcul de l'espace de travail.

Dans des conditions d'équilibre statique, le torseur des efforts  $\mathbf{w}_{cables}^0$  appliqués par les câbles équilibre le torseur des efforts extérieurs  $\mathbf{w}_{ext}^0$  (force et couple) s'exerçant sur la MPF ( $\mathbf{w}_{cables}^0 + \mathbf{w}_{ext}^0 = 0$ ). La relation suivante est obtenue :

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathbf{J}^t \begin{bmatrix} t_1 \\ \vdots \\ t_8 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \\ \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \times \mathbf{b}_i \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \mathbf{F}_{ext}^0 \\ \mathbf{M}_{ext}^0(C) \end{bmatrix} = -\mathbf{w}_{ext}^0 \\ t_{min} \leq t_i \leq t_{max} \end{array} \right. \quad (3.17)$$

L'équation 3.17 donne un système sur-déterminé. Il existe une infinité de solutions possibles pour les tensions de câbles. Un algorithme de distribution des forces permet de trouver une solution de tension dans les câbles qui satisfait l'équation d'équilibre 3.17. Cette algorithme peut

aussi être utile pour maintenir les câbles tendus. Dans le cas d'un robot redondant à 8 câbles, cette solution théorique n'est pas directe. Une optimisation est nécessaire pour déterminer la solution, ce qui peut être coûteux en temps de calcul. Les solutions optimales peuvent satisfaire les contraintes suivantes :

- force minimale dans les câbles ;
- force qui assure une rigidité suffisante ;
- force qui permet de garantir une tension dans tous les câbles en fonction des actions extérieures ;
- force qui assure l'équilibre de la MPF dans l'espace de travail.

Il est aussi conseillé que la tension des câbles soit continue (pas de changement brusque) lors du suivi de la trajectoire [Verhoeven (2004)]. Une tension non continue peut causer des vibrations et une instabilité du système.

Dans le cas d'un robot redondant à 8 câbles et 6 degrés de liberté, la matrice Jacobienne n'est pas carrée. La matrice pseudo-inverse  $\mathbf{J}^{+t}$  est donc introduite.

$$\mathbf{t} = \begin{bmatrix} t_1 \\ \vdots \\ t_8 \end{bmatrix} = -\mathbf{J}^{+t} \mathbf{w}_{ext}^0 + \mathbf{H} \boldsymbol{\lambda} \quad (3.18)$$

Les colonnes de la matrice  $\mathbf{H}$  de taille  $8 \times 2$  représentent deux vecteurs linéairement indépendants du noyau de la matrice Jacobienne  $\mathbf{J}^t$  définie par l'équation  $\mathbf{J}^t \mathbf{H} = 0$ . Il est donc nécessaire de trouver le vecteur multiplicateur du noyau  $\boldsymbol{\lambda}$  de taille  $2 \times 1$  selon les critères cités plus haut.  $\mathbf{t}_{krn} = \mathbf{H} \boldsymbol{\lambda}$  correspondant à une tension interne des câbles qui ne va pas perturber l'équilibre des forces sur l'effecteur. Ce problème se résume à trouver les 2 solutions de  $\boldsymbol{\lambda}$  en fonction des contraintes d'optimisation définies et de l'équation :

$$\mathbf{t}_{min} + \mathbf{J}^{+t} \mathbf{w}_{ext}^0 \leq \mathbf{t}_{krn} \leq \mathbf{t}_{max} + \mathbf{J}^{+t} \mathbf{w}_{ext}^0 \quad (3.19)$$

Où  $\mathbf{t}_{min}$  et  $\mathbf{t}_{max}$  sont deux vecteurs colonnes comprenant les tensions minimales et maximales des câbles. Les solutions possibles représentent l'intersection entre l'hypercube de dimension 8 et l'hyperplan de dimension 2. S'il n'y a pas d'intersection, cela signifie qu'il n'existe pas de solution. Il existe plusieurs algorithmes pour calculer les solutions du noyau en fonction de différents critères d'optimisation [Bruckmann et al. (2006); Mikelsons et al. (2008); Pott et al. (2009)].

Nous avons fait le choix d'utiliser l'algorithme de distribution des forces en boucle fermée

proposé par Andreas Pott et Tobias Bruckmann dans [Pott et al. (2009)]; car il est simple à implémenter et ne demande pas d'utiliser une fonction d'optimisation pour déterminer le vecteur  $\lambda$ . La solution des tensions est la suivante :

$$\mathbf{t} = \mathbf{t}_m + \mathbf{t}_v \quad (3.20)$$

L'algorithme propose un choix de tension compris entre la tension minimale et maximale des câbles.  $\mathbf{t}_m$  est calculée telle que ses composantes soient égales à :

$$t_m = (t_{min} + t_{max}) / 2 \quad (3.21)$$

$\mathbf{t}_v$  est calculée à partir de l'équation d'équilibre 3.17 et de la matrice pseudo-inverse  $\mathbf{J}^{+t}$  :

$$\mathbf{t}_v = -\mathbf{J}^{+t} (\mathbf{w}_{ext}^0 + \mathbf{J}^t \mathbf{t}_m) \quad (3.22)$$

Les tensions des câbles sont ensuite vérifiées pour être dans les bornes  $t_{min}$  et  $t_{max}$ . Si  $t_i$  est inférieure à  $t_{min}$ , alors  $t_i = t_{min}$ . Si  $t_i$  est supérieure à  $t_{max}$ , alors  $t_i = t_{max}$ . Dans ces cas particuliers, les tensions ne garantissent plus la stabilité du système.

Les équations de la statique sont utilisées pour modéliser la rigidité statique du robot. Cette rigidité peut être identifiée à l'aide d'une matrice car l'équation d'équilibre statique 3.17 n'est plus respecté.

### 3.2.2 Matrice de rigidité

Pour la stabilité du robot, il est nécessaire que les forces du câble satisfassent la condition d'équilibre statique. Les tensions des câbles sont définies comme positives et limitées par des forces minimales et maximales. Il n'est pas possible de contrôler les tensions des câbles indépendamment les uns des autres. La satisfaction de l'équilibre statique est naturelle sauf dans des configurations instables.

Dans un domaine de comportement linéaire, la matrice de rigidité est une matrice qui relie de petites variations de pose de la MPF à des petites variations des forces externes. La précision dynamique du robot, en terme de déplacements de la MPF dus aux perturbations, aux forces externes ou d'inertie, est directement liée à la matrice de rigidité [Siciliano and Khatib (2008)]. Les valeurs propres de la matrice de rigidité doivent être maximisées pour améliorer la précision statique et dynamique.

Pour un RPC totalement contraint avec tous les câbles travaillant en tension, il est admis que

chaque câble fonctionne comme un ressort de traction avec une masse négligeable. Dans notre cas, nous considérons la rigidité des câbles comme linéaire. La constante de rigidité du câble  $i$  est donnée par :

$$k_i = \frac{ES}{l_{0,i}} \quad (3.23)$$

avec  $E$  le module élastique des câbles,  $S$  l'aire de sa section,  $l_{0,i}$  la longueur du câble à vide et  $l_{t_i}$  la longueur tendu du câble. Par conséquent, la tension du câble est donnée par :

$$t_i = \frac{ES}{l_{0,i}} (l_{t_i} - l_{0,i}) = ES \left( \frac{l_{t_i}}{l_{0,i}} - 1 \right) \quad (3.24)$$

Des petites variations des forces externes,  $\delta \mathbf{F}_{ext}^0$  et  $\delta \mathbf{M}_{ext}^0(C)$ , modifient la condition d'équilibre statique avec une petite variation des forces des câbles. Les variations des efforts des câbles peuvent être exprimées en termes de fluctuations de la position de la MPF comme suit :

$$\delta \mathbf{w}_{ext}^0 = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial \mathbf{q}} \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \\ \frac{\partial}{\partial \mathbf{q}} \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \times \mathbf{b}_i \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} \delta \mathbf{q} = \mathbf{K} \delta \mathbf{q} = - \begin{bmatrix} \delta \mathbf{F}_{ext}^0 \\ \delta \mathbf{M}_{ext}^0(C) \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

où  $\mathbf{q}$  est le vecteur des coordonnées du MPF et  $\delta \mathbf{q}$  les petites variations de la pose. Par conséquent, nous pouvons considérer la matrice de rigidité  $\mathbf{K}$  comme le jacobien des efforts des câbles par rapport aux coordonnées de la MPF :

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial \mathbf{q}} \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \\ \frac{\partial}{\partial \mathbf{q}} \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \times \mathbf{b}_i \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

La formulation présentée ci-dessus donne le même résultat que dans [Behzadipour and Khajepour (2006)] (voir l'annexe A pour plus de détails). La matrice de rigidité du robot  $\mathbf{K}$  peut être exprimée comme la somme de trois matrices de rigidité :

- une matrice de rigidité relative à la propre raideur longitudinale des câbles, notée  $\mathbf{K}_{cable}$  ;
- une matrice qui correspond à la rigidité latérale des câbles induites par leurs tensions de précharge, notée  $\mathbf{K}_{lat}$  ;
- une matrice de rigidité en orientation relative aux couples créés par la tension de précharge des câbles, noter  $\mathbf{K}_{force}$

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_{cable} + \mathbf{K}_{lat} + \mathbf{K}_{force} \quad (3.27)$$



$$\mathbf{K}_{cable} = \mathbf{J}^t \text{diag} (k_1, \dots, k_8) \mathbf{J} \quad (3.28)$$

$$\mathbf{K}_{lat} = \sum_{i=1}^8 \frac{t_i}{l_i} \begin{bmatrix} \mathbf{I} - \mathbf{u}_i^0 \mathbf{u}_i^{0t} & (\mathbf{I} - \mathbf{u}_i^0 \mathbf{u}_i^{0t}) [\mathbf{cb}_i^0 \times]^t \\ [\mathbf{cb}_i^0 \times] (\mathbf{I} - \mathbf{u}_i^0 \mathbf{u}_i^{0t}) & [\mathbf{cb}_i^0 \times] (\mathbf{I} - \mathbf{u}_i^0 \mathbf{u}_i^{0t}) [\mathbf{cb}_i^0 \times]^t \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

$$\mathbf{K}_{force} = \sum_{i=1}^8 t_i \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & [\mathbf{u}_i^0 \times] [\mathbf{cb}_i^0 \times] \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

La matrice de rigidité  $\mathbf{K}$  est symétrique si  $\mathbf{u}_i^0$  et  $\mathbf{cb}_i^0$  sont colinéaires. Cette matrice ne semble donc pas être symétrique dans le cas général. Pour un robot à 6 degrés de liberté, cette matrice est de taille  $6 \times 6$ . Dans les configurations stables, elle est définie positive. Cette matrice sera utilisée pour les analyses statiques et modales du robot tout en considérant l'effet des précharges des câbles.

### 3.2.3 Modèle dynamique

Une matrice de rigidité est utile pour analyser le comportement statique et modal local du robot tandis que le modèle dynamique, développé dans cette section, est dédié à la simulation du comportement du robot en grands déplacements. Pour le modèle dynamique, nous avons considéré la masse et l'inertie de la MPF. Les câbles sont assimilés à des ressorts élastiques linéaires, travaillant uniquement en traction. Leurs précharges sont prises en compte.

La force élastique  $F_{elas,i}$  générée par un câble  $i$  est définie par son matériau et ses paramètres géométriques : module d'élasticité  $E$ , section  $S$ , la longueur à vide  $l_{0,i}$ , et la longueur courante  $l_i$  :

$$F_{elas,i} = ES \left( \frac{l_i}{l_{0,i}} - 1 \right) \quad (3.31)$$

Cependant, les câbles ne fonctionnent qu'en traction. Par conséquent, la force élastique dans un câble est nulle si le câble est en compression, cela signifie :

$$\begin{cases} F_i = F_{elas,i} \text{ si } F_{elas,i} \geq 0 \\ F_i = 0 \text{ si } F_{elas,i} < 0 \end{cases} \quad (3.32)$$

La force  $F_i$  générée par le câble ne peut être que positive.

Afin de mettre en évidence l'influence des précharges des câbles sur le comportement dynamique du robot, nous considérons une configuration préchargée initiale qui satisfait les condi-

tions d'équilibre statique. La relation entre la précharge  $t_i$  et la longueur sous précharge correspondante du câble  $l_{t_i}$  peut être utilisée pour calculer la longueur libre  $l_{0,i}$  :

$$t_i = ES \left( \frac{l_{t_i}}{l_{0,i}} - 1 \right) \Rightarrow l_{0,i} = \frac{ES}{(t_i + ES)} l_{t_i} \quad (3.33)$$

Cette équation permet d'imposer une précharge  $t_i$  et sa longueur associée  $l_{t_i}$ .

Le comportement dynamique du robot peut être formulée avec des équations de Lagrange. Les coordonnées généralisées du système sont  $\mathbf{q} = (x, y, z, \psi, \theta, \varphi)$  avec les angles définis par la convention de Tait-Bryan XYZ. L'énergie cinétique s'exprime par :

$$T = \frac{1}{2} m_e \mathbf{v}_C^{0t} \mathbf{v}_C^0 + \frac{1}{2} \boldsymbol{\Omega}^{Et} \cdot (\mathbf{I}_C^E \boldsymbol{\Omega}^E) \quad (3.34)$$

Où  $\mathbf{v}_C^0$  est la vitesse de translation du centre de masse de la plateforme  $C$ ,  $\boldsymbol{\Omega}^E$  est la vitesse angulaire de la plateforme exprimée dans le repère  $\mathcal{R}_E$ .  $m_e$  et  $\mathbf{I}_C^E$  sont respectivement la masse et la matrice d'inertie de la plateforme exprimée au point  $C$  dans le repère  $\mathcal{R}_E$ . Les forces externes appliquées à la plateforme par rapport à chaque coordonnée généralisée sont :

$$P_{q_j} = F_{ext,q_j} + F_{cables,q_j} \quad (3.35)$$

Où  $F_{ext,q_j}$  représente la force relative à la coordonnée généralisée  $q_j$  et associée aux forces externes (hors tensions de câble) appliquées à la plateforme comme son propre poids. La force généralisée due aux tensions des câbles peut être calculée par la dérivée partielle de leur travail virtuel  $W_{cables}$  par rapport à  $q_j$  :

$$F_{cables,q_j} = \frac{\partial W_{cables}}{\partial q_j} = \sum_{i=1}^8 F_i \mathbf{u}_i^{0t} \cdot \frac{\partial}{\partial q_j} (\mathbf{ob}_i^0) \quad (3.36)$$

Les équations de la dynamique sont obtenues par la formulation de Lagrange :

$$\mathcal{L}_{q_j} : \frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_j} - \frac{\partial T}{\partial q_j} = P_{q_j} \quad (3.37)$$

Ce système d'équations différentielles est intégré numériquement à la méthode Runge-Kutta en utilisant les fonctions ode45 [Ode45] ou ode15s [Ode15s] du logiciel Matlab . Dans nos simulations, ode15s est plus rapide que ode45. Pour le prototype final du chapitre 6, Simulink [Simulink] est utilisé pour générer la trajectoire et la simulation. Nous définissons  $\mathbf{Y} = [\mathbf{q}^t \dot{\mathbf{q}}^t]^t$  comme un vecteur d'état. Pour notre contrôle, nous commandons la longueur du câble  $l_{0,i}$ . Dans

l'équation 3.33, il est possible de calculer  $l_{0,i}$  en fonction de la précharge  $t_i$  et de la longueur de précharge  $l_{t_i}$ . Pour une trajectoire désirée de la plateforme, la longueur de précharge  $l_{t_i}$  est obtenue à partir du modèle géométrique inverse de la trajectoire et la précharge  $t_i$  est déterminée à l'aide de l'algorithme de distribution des forces pour satisfaire les conditions d'équilibre statique. La trajectoire imposée dans l'espace articulaire est supposée parfaite. La figure 3.3 montre un schéma bloc de la simulation dynamique. Cette simulation est exploitée dans les chapitres suivants.

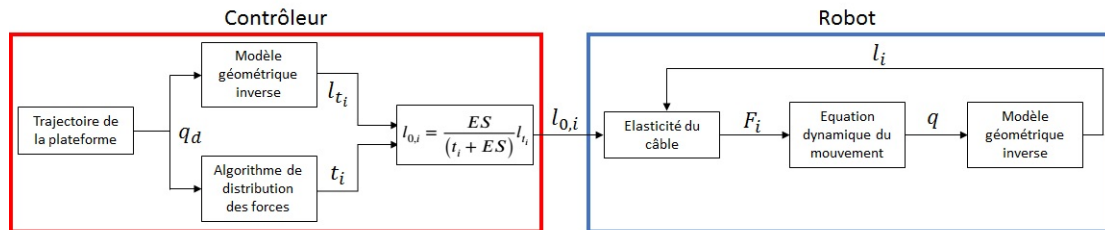


FIGURE 3.3 – Organigramme de la simulation dynamique

Ces modèles sont utilisés dans la préconception du robot. Leurs résultats seront aussi comparés aux mesures expérimentales des chapitres suivants. Les modèles géométrique et statique sont utilisés pour calculer l'espace de travail et l'espace d'impression du RPC.

### 3.3 Espace d'impression

La fabrication additive par extrusion consiste principalement à déposer des couches de fil dans le plan horizontal. Les 3 translations selon  $x$ ,  $y$  et  $z$  sont les principaux degrés de liberté de cette technologie. Nous avons choisi de faire l'optimisation des points d'ancrages dans le cas où le dépôt de filament doit être horizontal. L'espace total du robot souhaité est de  $1 \text{ m}^3$ . Les différents points et vecteurs sont représentés sur la figure 3.1. Le modèle géométrique simplifié est utilisé 3.2.

L'espace de travail du robot est calculé à l'aide du modèle géométrique inverse du robot et d'un algorithme de détection de collision avec la pièce à imprimer. Calculer l'espace d'impression permet de connaître la taille de la pièce imprimable.

#### 3.3.1 Espace de travail

Une position de la plateforme appartient à l'espace de travail si l'équation d'équilibre 3.17 est satisfaite. Pour la position et les bornes de tension  $t_{min}$  et  $t_{max}$ , il existe au moins une solution.

Le problème d'optimisation est donc le même que celui de la partie 3.2.1. Pour qu'une position de la MPF soit dans l'espace d'impression, il faut qu'elle soit dans l'espace de travail.

Pour notre application, nous discréditons l'espace d'encombrement du robot (volume cubique de  $1 \text{ m}^3$ ). Les points de discrétisation sont régulièrement espacés d'un pas fixe défini par l'utilisateur. L'algorithme parcourt l'ensemble des points de discrétisation du volume et calcule si une solution de l'équation d'équilibre 3.2.1 existe. Pour le calcul, l'équation est résolue avec la fonction Matlab *linprog* [Linprog].

Si l'algorithme trouve une solution, la position fait partie de l'espace de travail. L'algorithme ne détermine pas une solution optimale, mais nous permet de savoir si une solution existe. D'autres algorithmes de discrétisation de l'espace existent tels que dans [Bruckmann et al. (2008)] ou par analyse d'intervalles [Gouttefarde et al. (2011)].

L'espace d'impression est déterminé pour éviter la collision des câbles avec la pièce imprimée. Nous considérons que la tête d'impression est toujours au dessus de la pièce en cours d'impression. Il est donc nécessaire de déterminer s'il peut y avoir une collision entre la face supérieure de la pièce et les câbles. Chaque point de discrétisation de l'espace de travail est vérifié pour déterminer s'il peut y avoir collision. Les points détectés de discrétisation sans collision font partie de l'espace d'impression du robot.

### 3.3.2 Calcul du point d'intersection entre un câble et un plan

Ce travail permet de déterminer l'espace de travail où les câbles ne rentrent pas en collision avec la pièce imprimée. Le volume de la pièce à imprimer est simplifié par un cylindre. Nous calculons la taille des cylindres possibles sans collision de câbles. Les câbles étant très fins et de masse négligeables peuvent être assimilés à des segments avec aux extrémités les points d'ancrages  $A_i$  et  $B_i$ . L'ensemble des points situés sur un segment de câble doit satisfaire l'équation :

$$\begin{cases} x = at + x_a \\ y = bt + y_a \\ z = ct + z_a \end{cases} \text{ avec } t \in [0; 1] \quad (3.38)$$

Avec les coordonnées des points d'ancrages  $A_i = (x_a, y_a, z_a)^t$  dans le repère  $\mathcal{R}_0$ , Les composantes du vecteur directeur  $\mathbf{ab}_i^0 = (a, b, c)^t$  dans le repère  $\mathcal{R}_0$  et les coordonnées du point  $C_i = (x_{C,i}, y_{C,i}, z_{C,i})^t$ . Le point  $C_i$  représente l'intersection entre un point du segment et un plan horizontal situé à une hauteur  $h$  (figure 3.4. Celui-ci peut donc être calculé par l'équation :

$$\begin{cases} x_{C,i} = a \frac{h-z_a}{c} + x_a \\ y_{C,i} = b \frac{h-z_a}{c} + y_a \\ z_{C,i} = h \end{cases} \quad (3.39)$$

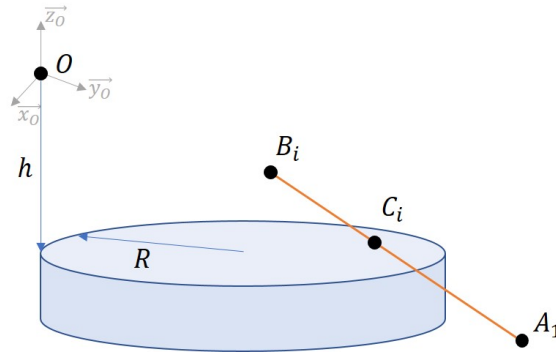


FIGURE 3.4 – Collision entre la pièce à imprimer et un câble

### 3.3.3 Détection des collisions entre les câbles et un volume cylindrique

Pour un RPC totalement contraint, les risques de collisions se posent avec les câbles inférieurs au dessous de la MPF. La pièce à imprimer est supposée être incluse dans un cylindre de rayon  $R$  et délimitée par deux disques horizontaux aux hauteurs  $z = h_{min}$  et  $z = h$ . La couche d'impression la plus basse est  $h_{min}$ . L'algorithme 1 proposé pour la détection des collisions entre les câbles et la surface supérieure du cylindre est détaillé ci-dessous. Il retourne *TRUE* s'il n'y a pas plus d'une intersection entre le segment de câble et la surface supérieure du cylindre. Dans un premier temps le point d'intersection  $C_i$  entre la droite et un plan situé à une hauteur  $h$  est calculé. Si ce point est situé sur le segment  $[A_i B_i]$  et dans le disque supérieur de rayon  $R$ , le câble peut heurter la pièce (figure (3.4)). Si aucune intersection de ce type est détectée, l'algorithme retourne *FALSE*. Dans notre application, la position de la buse d'impression est toujours au-dessous du plan horizontal situé à hauteur  $h$  et à l'intérieur du cylindre de rayon  $R$ . Cela signifie que s'il y a intersection avec le disque, alors il y a intersection avec le cylindre en

un point plus bas.

```

1 Collision ( $\mathbf{oa}_i^0, \mathbf{ob}_i^0, h, R$ );
   input  :  $\mathbf{oa}_i^0, \mathbf{ob}_i^0, h, R$ 
   output : boolean
2 for  $i = 1$  to  $\text{nb}_{cables}$  do
3      $\begin{pmatrix} x_A \\ y_A \\ z_A \end{pmatrix} = \mathbf{oa}_i^0 \begin{pmatrix} a \\ b \\ c \end{pmatrix} = \mathbf{ob}_i^0 - \mathbf{oa}_i^0 t = \frac{h-z_a}{c}$ ;
4      $x_{C,i} = at + x_a$ ;
5      $y_{C,i} = bt + y_a$ ;
6     if  $t > 0$  and  $t < 1$  and  $\sqrt{x^2 + y^2} \leq R$  then
7         Return TRUE;
8     else
9         Return FALSE;
10    end
11 end

```

**Algorithme 1** : Algorithme de détection de collision

Les détections entre la pièce à imprimer et les câbles sont prises en compte dans le calcul final du volume maximal d'impression du robot.

### 3.3.4 Volume d'impression maximum

Dans notre cas, l'espace d'impression possible est dépendant des collisions entre les câbles et la pièce à imprimer. L'algorithme 2 calcule l'espace d'impression possible. Il prend en entrée l'espace de travail possible du robot  $\mathcal{L}_{workspace}$ , un rayon minimum  $R_{min}$ , et un rayon maximum  $R_{max}$  du cylindre admissible et de sa hauteur minimale  $h_{min}$  et les positions des points d'ancrages  $\mathbf{oa}_i^0, \mathbf{ob}_i^0$ . L'algorithme crée dans un premier temps un cylindre de rayon  $R$  compris dans l'espace de travail  $\mathcal{L}_{workspace}$  par la fonction  $Cylinder\_Workspace(\mathcal{L}_{workspace}, R)$ . Les points inclus dans le cylindre sont stockés dans la liste  $\mathcal{L}_{cylinder}$ . L'impression se fait couche par couche, la hauteur  $h_{max}$  de la pièce imprimée correspond à la position de la buse d'impression. L'algorithme calcule ensuite si pour la position de la buse, les câbles peuvent être en collision avec les couches inférieures à  $h_{max}$ . En cas de collision détectée par l'algorithme  $Collision(\mathbf{oa}_i^0, \mathbf{ob}_i^0, h, R)$ , l'index de position est enregistré. Les positions pour lesquelles il n'y a pas eu de collision ( $\mathcal{L}_{cylinder} \setminus \mathcal{L}_{cylinder}(indice)$ ) sont stockées dans la liste des espaces d'im-

pression  $\mathcal{L}_{printable}$ . Le volume total d'impression représentera l'union des volumes cylindriques, comme illustré sur la figure 3.5.

```

1 Espace_impression ( $\mathcal{L}_{workspace}, R_{min}, R_{max}, \mathbf{oa}_i^0, \mathbf{ob}_i^0, h_{min}$ );
   input  :  $\mathcal{L}_{workspace}, R_{min}, R_{max}, \mathbf{oa}_i^0, \mathbf{ob}_i^0, h_{min}$ 
   output :  $\mathcal{L}_{printable}$ 
2  $\mathcal{L}_{printable} \leftarrow \emptyset$ ;
3 for  $R = R_{min}$  to  $R_{max}$  do
4     indice  $\leftarrow \emptyset$ ;
5      $\mathcal{L}_{cylinder} = Cylinder\_Workspace(\mathcal{L}_{workspace}, R)$ ;
6     for  $i = 1$  to length( $\mathcal{L}_{cylinder}$ ) do
7          $\mathbf{oc}^0 = \mathcal{L}_{cylinder}(i)$ ;
8          $\mathbf{op}^0 = \mathbf{oc}^0 + \mathbf{R}_{0E} \mathbf{cp}^E$ ;
9          $h_{max} = \mathbf{op}^0 \cdot \mathbf{e}_{z_0}$ ;
10        for  $h = h_{min}$  to  $h_{max}$  do
11            if Collision( $\mathbf{oa}_i^0, \mathbf{ob}_i^0, R, h$ ) = TRUE then
12                indice  $\leftarrow$  [indice i];
13            end
14        end
15    end
16     $\mathcal{L}_{printable} = \mathcal{L}_{cylinder} \setminus \mathcal{L}_{cylinder}(indice)$ ;
17 end

```

**Algorithme 2 :** Algorithme de détection de collision

L'algorithme pourrait être amélioré en évitant les calculs redondants possibles ou par une discrétisation différente de l'espace d'impression pour diminuer le temps d'exécution. Mais, il a été choisi de ne pas complexifier la programmation de l'algorithme, l'optimisation des temps de calculs n'étant pas une problématique de la thèse. De plus ces calculs ne sont pas nécessaires dans la commande du robot, mais ils sont utilisés pour la préconception de celui-ci. Cet algorithme est utilisé dans le chapitre 5 pour optimiser la rigidité et l'espace d'impression.

### 3.4 Conclusion

Ce chapitre a présenté la modélisation d'un RPC pour la fabrication additive. Ces outils de modélisation sont utilisés pour la préconception et la commande du robot dans les chapitres suivants.

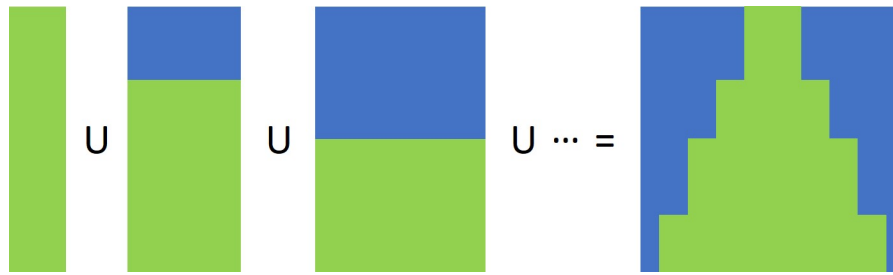


FIGURE 3.5 – Calcul du volume d'impression

Deux modèles géométriques ont été détaillés. Le premier simplifié est utilisé pour la phase de préconception du robot. Le second prend en compte les poulies de guidage pour le modèle géométrique inverse utilisé dans la génération de trajectoire et l'identification du robot réel.

L'équilibre statique et la distribution des forces dans les câbles sont détaillés. L'équilibre statique est utilisé dans la détermination de l'espace de travail du robot. La distribution des forces dans les câbles sera utilisé dans la commande du robot en simulation lors de la génération de la trajectoire. Une matrice de rigidité considérant la précharge des câbles a été développée. Cette matrice sera utilisée pour prédire le comportement vibratoire du robot en fonction de la précharge dans les câbles. Le modèle dynamique considérant l'élasticité des câbles est utilisé pour la simulation du robot pour de grands déplacements.

Nous avons présenté l'algorithme de calcul de l'espace d'impression garantissant la non collision des câbles avec la pièce imprimée et compris dans l'espace de travail du robot. La matrice de rigidité de la plateforme par les câbles et l'algorithme de calcul de l'espace d'impression seront utilisés pour l'optimisation des points d'ancrages du robot. La rigidité de la MPF sera optimisée à l'intérieur de l'espace d'impression.





# Chapitre 4

## Influence des câbles sur le comportement vibratoire d'un robot parallèle à câbles

Pour un robot parallèle à câbles, le choix du câble est important. Le câble étant l'un des éléments les plus souples du robot, celui-ci va grandement affecter le comportement mécanique du robot. Nous avons fait le choix de comparer 4 câbles fins ( $< 1\text{mm}$  de diamètre) différents pour étudier l'influence du comportement mécanique du câble sur le comportement mécanique global du robot. Nous avons choisi de focaliser notre étude sur les câbles fins pour les raisons suivantes :

- La charge à déplacer est faible ( $< 2\text{kg}$ ), par rapport au poids maximum que le câble peut supporter ( $> 10\text{kg}$ );
- De petites poulies peuvent être utilisées ce qui permet de réduire les inerties en mouvement et les frottements au niveau des poulies;
- La masse du câble peut être négligé ( $< 1,2\text{g}/1\text{m}$ );
- Le câble peut être simplifié par une tige de rayon négligeable pour le modèle géométrique.

Les 4 câbles étudiés sont :

- Un câble en acier inoxydable tressé à 7 torons de  $0,54\text{ mm}$  de diamètre de CarlStahl;
- Un câble en *Dyneema*<sup>®</sup> SK99 DC Pro tressé d'un diamètre de  $0,83\text{mm}$  de Liros;
- Un câble en *Dyneema*<sup>®</sup> SK75 DC tressé d'un diamètre de  $0,38\text{ mm}$  de Liros;
- Un câble en Aramide tressé de 6 fuseaux d'un diamètre de  $0,4\text{ mm}$  de Liros.

Dans la littérature, nous trouvons des robots utilisant ce type de câbles [Yuan et al. (2015); Pott et al. (2013); Zi et al. (2019)].

La figure 4.1 montre des photos des câbles étudiés prises par un microscope numérique. Le tressage du *Dyneema*<sup>®</sup> et de l'aramide est similaire.

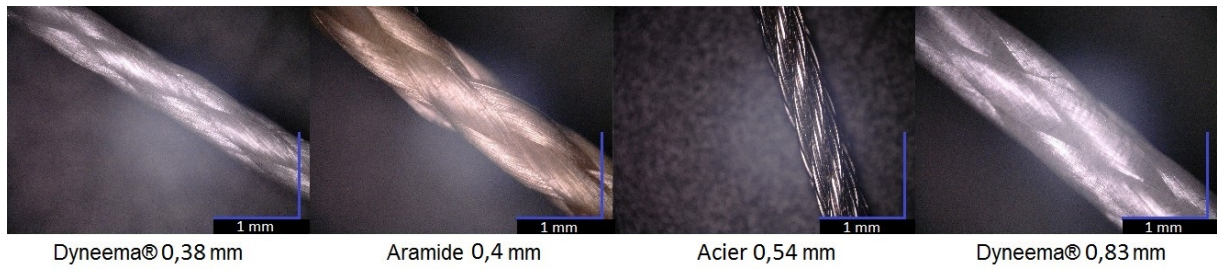


FIGURE 4.1 – Les 4 câbles étudiés.

Dans un premier temps, le module d'élasticité et l'amortissement des câbles sont déterminés à l'aide d'un viscoanalyseur se basant sur le modèle rhéologique de Kelvin-Voigt. Puis les phénomènes de fluage et d'hystérésis des câbles sont comparés. Ensuite une simulation dynamique est réalisée pour comparer l'influence du module d'élasticité sur les vibrations de la plateforme. Enfin une analyse expérimentale de la rigidité d'un prototype sans moteur est réalisée pour les 4 câbles. L'influence de la précharge sur les modes propres en fonction du type de câbles sera étudiée.

## 4.1 Caractérisation d'un câble

La plupart des articles sur les RPCs considère le comportement mécanique du câble comme linéaire avec une rigidité constante (module d'élasticité et diamètre de câble constants) [Behzadipour and Khajepour (2006); Diao and Ma (2009); Baklouti et al. (2017); Xiong and Diao (2019); Behzadipour and Azadi (2007); Xiong and Diao (2017); Jamshidifar et al. (2017)]. Toutefois, cette hypothèse est discutable vu la structure complexe d'un câble. En effet, les câbles utilisés sont généralement constitués de fils tressés. Le comportement du câble n'est pas seulement déterminé par son matériau, mais il dépend également de sa structure de tressage. Généralement, la détermination des caractéristiques du câble est réalisée en supposant que la section transversale du câble est circulaire et que son diamètre est constant le long du câble. Par conséquent, le comportement du câble est caractérisé par un matériau équivalent associé à une simplification géométrique. Le module d'élasticité est principalement déterminé selon un test statique avec une machine de traction. Cependant, pour un matériau viscoélastique, le module élastique peut varier avec la charge dynamique. Dans ce contexte, il est pertinent d'utiliser un viscoanalyseur pour déterminer le module élastique et l'amortissement d'un matériau équivalent par rapport à la fréquence de la sollicitation longitudinale. Une machine de traction peut également être utilisée avec une évolution fréquentielle de la sollicitation pour déterminer ces paramètres comme dans [Baklouti et al. (2017)] pour un câble en acier. Dans ce cas, un allongement sinusoïdal de

fréquences différentes a été appliqué au câble. Dans ces travaux de thèse, nous nous intéressons à l'influence du câble sur le comportement final du robot. Nous allons dans un premier temps étudier expérimentalement le comportement des câbles de nature différente, le module d'élasticité et les variations d'amortissement par rapport à la fréquence de la sollicitation.

Tout d'abord, un viscoanalyseur implémenté avec un modèle Kelvin-Voigt est utilisé pour mesurer le module élastique et l'amortissement en fonction de la fréquence de la sollicitation. Ensuite, le fluage du câble est caractérisé en utilisant également le viscoanalyseur avec une charge statique. Enfin, le comportement en hystérésis du câble caractérisé par des cycles de chargement et de déchargement sur une machine de traction est présenté. Tous ces tests sont utiles lors de la mise en place d'un modèle macroscopique du câble qui peut être implémenté dans un modèle dynamique du RPC.

#### 4.1.1 Caractérisation du comportement des câbles à l'aide d'un viscoanalyseur

Pour déterminer le module d'élasticité et l'amortissement en dynamique de chaque câble, un viscoanalyseur (figure 4.2) est utilisé avec une précision de  $\pm 2,2\%$  sur les amplitudes minimale et maximale des cycles de force et de déplacement. La machine applique d'abord une force statique de 20N. Une force sinusoïdale charge le câble allant de 15N à 25N à différentes fréquences de vibrations de 1 Hz à 40 Hz. La longueur des câbles étudiés est de 45 mm.



FIGURE 4.2 – Viscoanalyseur Metravib VA2000 pour analyse mécanique dynamique

Les informations mesurées par le viscoanalyseur sont exploitées à l'aide d'un modèle de Kelvin-Voigt.

Le modèle de Kelvin-Voigt (figure 4.3), donné par l'équation différentielle 4.1, est utilisé

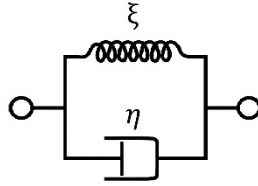


FIGURE 4.3 – modèle de Kelvin-Voigt

pour estimer un module d'élasticité réel  $E'$  et un module imaginaire  $E''$ .

$$\sigma(t) = \xi \varepsilon + \eta \dot{\varepsilon} \quad (4.1)$$

où  $\sigma$  est la contrainte normale sur le matériau,  $\varepsilon$  est la déformation normale,  $\xi$  est le module élastique et  $\eta$  est le module d'amortissement.

La relation entre ces paramètres et le module d'élasticité sont [Meyers and Chawla (2008)] :

$$\begin{cases} \xi = E' \\ \eta = \frac{E''}{2\pi f} \end{cases} \quad (4.2)$$

où  $f$  est la fréquence de la sollicitation.

En considérant les paramètres géométriques du câble, la rigidité et l'amortissement d'un câble de longueur  $l_0$  et de section  $S$  sont donnés par :

$$\begin{cases} k = \frac{\xi S}{l_0} = \frac{E' S}{l_0} \\ c = \frac{\eta S}{l_0} = \frac{E'' S}{2\pi f l_0} \end{cases} \quad (4.3)$$

#### 4.1.2 Identification du module d'élasticité et d'amortissement des câbles

La figure 4.4 montre le module estimé d'élasticité  $E'$  par rapport à la fréquence de vibration.

Le module d'élasticité  $E'$  de l'acier et de l'aramide reste quasiment constant dans la gamme de fréquences de vibration. Le tableau 4.1 présente les modules d'élasticité et la rigidité longitudinale théorique de 1 m de longueur de câble. La rigidité est calculée avec l'équation 4.3. Les modules d'élasticité  $E'$  des câbles en acier et en aramide sont proches. Le module d'élasticité du câble *Dyneema*<sup>®</sup> présente une variation plus importante par rapport à la fréquence. Le *Dyneema*<sup>®</sup> le plus fin a le plus grand module d'élasticité avec une valeur moyenne de 123,28 GPa. Pour tous les câbles, un phénomène déroutant est observé autour de 28-32 Hz. Cela peut être dû au comportement de la machine de test.

La figure 4.5 montre l'amortissement  $c$  estimé à partir des mesures du viscoanalyseur concer-

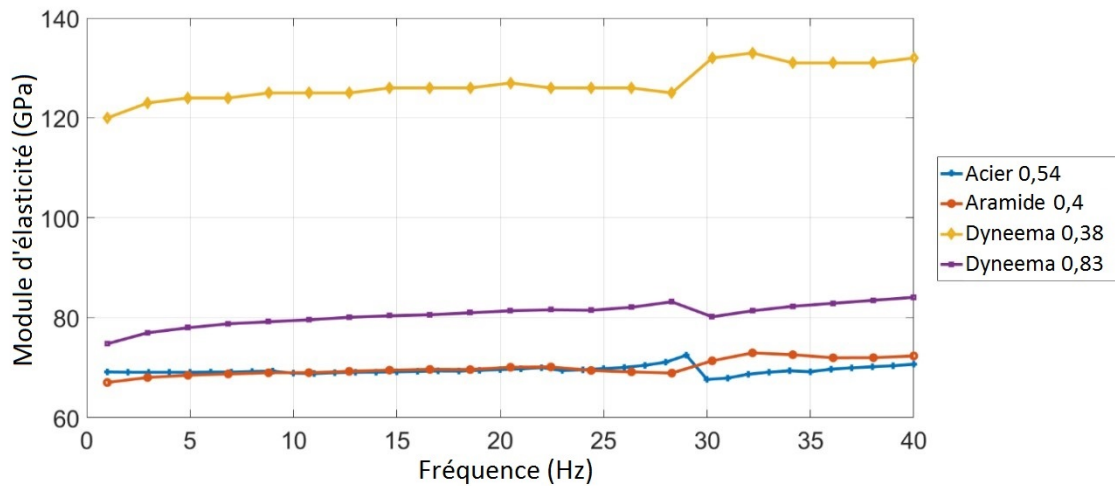


FIGURE 4.4 – Module d'élasticité  $E'$  par rapport à la fréquence de vibration de la charge du câble.

Cable type	Module d'élasticité (GPa)			Raideur moyenne (N/m) pour un câble de 1m
	Min	Max	Mean	
<i>Acier</i> $\varnothing 0,54mm$	67,66	72,52	69,49	15914,75
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> $\varnothing 0,38mm$	118,48	130,97	123,28	13981,37
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> $\varnothing 0,83mm$	74,77	84,12	80,66	43641,96
<i>Aramid</i> $\varnothing 0,4mm$	67,05	72,98	69,98	8793,95

TABLE 4.1 – Module d'élasticité  $E'$  et rigidité longitudinale théorique  $k$  pour un câble de 1 m

nant la fréquence de vibration axiale de la charge du câble. Pour tous les câbles, l'amortissement  $c$  varie significativement par rapport à la fréquence. Les courbes représentant l'amortissement pour l'acier et l'aramide sont proches et varient entre 1,6 kN.s.m<sup>-1</sup> à 32 N.s.m<sup>-1</sup>. La valeur d'amortissement est plus élevée pour le câble *Dyneema*<sup>®</sup>. L'amortissement du câble *Dyneema*<sup>®</sup> le plus fin est compris entre 3,5 kN.s.m<sup>-1</sup> et 40 N.s.m<sup>-1</sup>. L'amortissement du câble *Dyneema*<sup>®</sup> le plus épais est compris entre 13,4 kN.s.m<sup>-1</sup> et 216 N.s.m<sup>-1</sup>. Le câble *Dyneema*<sup>®</sup> le plus épais a un amortissement plus élevé que le plus fin. Pour le câble en acier, une valeur aberrante négative de l'amortissement est obtenue autour de 28-32 Hz, ce qui a conduit à des points de données manquants sur la figure 4.5. Ce comportement inexplicable peut être dû au comportement de la machine d'essai comme indiqué précédemment.

Dans certaines études théoriques de la dynamique d'un RPC [Gueners et al. (2019); Khosravi and Taghirad (2011); Du et al. (2012); Korayem et al. (2010); Khosravi et al. (2014)], l'amortissement  $c$  des câbles n'est pas pris en compte dans le modèle dynamique d'un RPC. Cependant, l'amortissement pourrait être important selon le matériau et la structure du câble. En effet, l'amortissement du câble *Dyneema*<sup>®</sup> est nettement supérieur à celui des câbles acier et aramide.

Dans la section suivante, nous caractérisons le comportement au fluage des câbles.

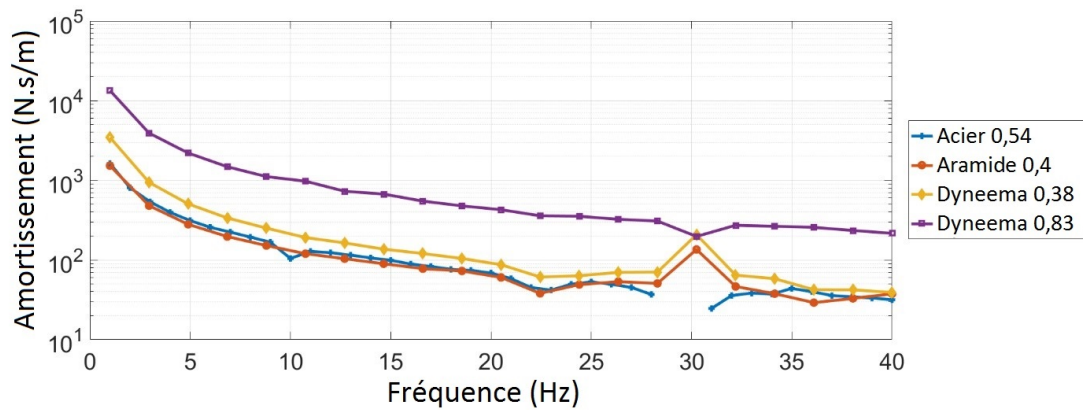


FIGURE 4.5 – Amortissement  $c$  par rapport à la fréquence de vibration de la charge du câble (échelle logarithmique).

### 4.1.3 Fluage

Le viscoanalyseur peut également être utilisé pour caractériser le comportement au fluage du câble. Le fluage consiste en une variation temporelle de la déformation du matériau tandis qu'une contrainte constante est appliquée. Pour un câble, il peut générer une augmentation de la longueur du câble, une diminution du diamètre ou une variation du module d'élasticité en fonction du temps. Pour un RPC, le fluage peut être un problème majeur car il modifie le comportement du câble au fil du temps. Même si les actionneurs sont bloqués, la plate-forme peut se déplacer en raison uniquement du fluage du câble, ce qui nécessite un suivi géométrique du robot en fonction du temps.

Le viscoanalyseur a permis de réaliser deux essais de fluage successifs sur un câble de 45 mm initialement déchargé. Une charge de 75N est appliquée au début du test et maintenue constante. La figure 4.6 montre la variation de la longueur du câble au cours du temps pour deux tests successifs sur le même câble.

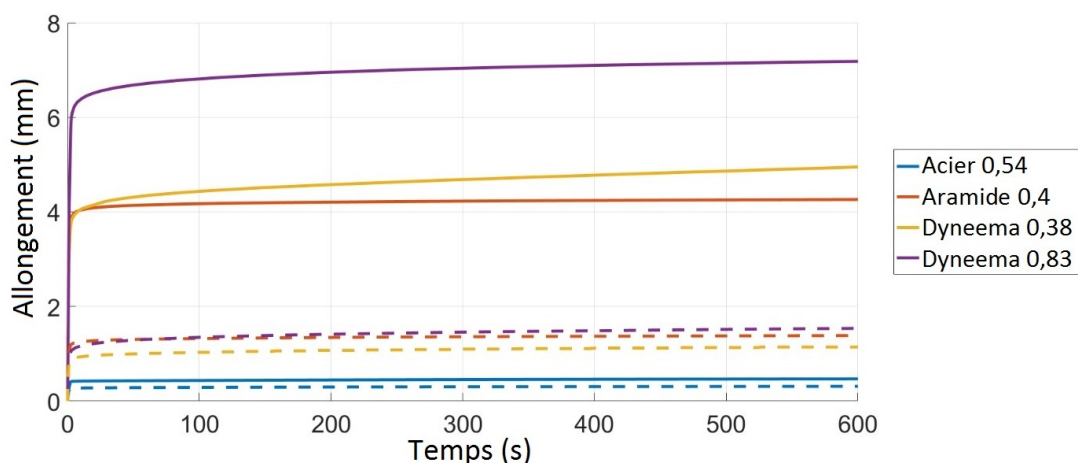


FIGURE 4.6 – Elongation du câble en fonction du temps.

Pour le premier test, le *Dyneema*<sup>®</sup> 0,83 mm subit le plus grand allongement avec un déplacement supérieur à 6 mm. La variation de longueur du câble en acier dans le temps est nulle. Pour les deux câbles *Dyneema*<sup>®</sup>, la longueur varie dans le temps tandis que la force du câble reste constante. Pour ces deux câbles, le fluage est important et ne peut pas être négligé.

Dans le deuxième test, les câbles s'allongent moins que dans le premier test. Le *Dyneema*<sup>®</sup> épais s'allonge moins que le mince et le câble en aramide. L'allongement du câble en acier est le moins significatif et semble constant. Pour les câbles *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide, une variation de fluage est présente pendant toute la durée du test.

Pour les câbles *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide, il est clair que le comportement du câble dépend du temps. Pour ces deux types de câbles, la rigidité statique du câble ne peut pas être considérée comme constante dans le temps. Le modèle Kelvin-Voigt ne permet pas de considérer l'évolution du comportement du câble au cours du temps. Mais pour les câbles en acier, le fluage est extrêmement faible, ce qui signifie que le modèle rhéologique Kelvin-Voigt (Equation 4.1) peut être utilisé pour prédire le comportement du câble.

#### 4.1.4 Caractérisation du phénomène d'hystérésis

Un autre effet présenté sur le câble est le phénomène d'hystérésis. Le comportement du câble entre les phases de charge et de décharge peut être différent. Ce phénomène a déjà été présenté dans [Miermeister et al. (2015); Baklouti et al. (2017); Miyasaka et al. (2016)] pour les câbles en acier et *Dyneema*<sup>®</sup>.

Une machine d'essai de traction Instron (figure 4.7) est utilisée pour effectuer le chargement et le déchargement sur un câble. Cette machine a une précision de position inférieure à  $\pm 0,02$  mm, une répétabilité de position de  $\pm 0,015$  mm, une résolution de contrôle de position de la traverse de  $0,156 \mu\text{m}$  et une précision de mesure de charge de  $\pm 1\text{N}$ .

Le câble est préchargé à 10 N. La machine d'essai de traction effectue 5 cycles de chargement-déchargement de 10 N à 50 N à une vitesse de 5 N par seconde. L'expérience est réalisée avec de nouveaux câbles qui n'étaient pas chargés auparavant. Les câbles ont une longueur de 100 mm au début du test. La figure 4.8 présente la force par rapport au déplacement pour les 5 cycles de charge-décharge pour les quatre types de câbles étudiés. Pour les quatre câbles étudiés, un effet d'hystérésis est observé.

Le tableau 4.2 montre l'allongement du câble à la fin de chaque cycle. L'allongement le plus important survient après le premier cycle. Le *Dyneema*<sup>®</sup> le plus épais subit le plus grand allongement avec un déplacement de  $613,94 \mu\text{m}$ . L'acier a le premier allongement le plus faible avec





FIGURE 4.7 – Machine de traction Instron 5543.

un déplacement de 120  $\mu\text{m}$ . Pour les cycles suivants, l’allongement augmente à la fin de chaque cycle. Ces résultats montrent que l’utilisation de câbles en aramide et *Dyneema*<sup>®</sup> nécessite un cycle de chargement-déchargement avant d’utiliser le câble lors d’un mouvement de robot. Le câble en acier nécessite moins de cycles pour obtenir un allongement stable.

	Cycle 1	Cycle 2	Cycle 3	Cycle 4	Cycle 5
<i>Acier</i>	0,12 mm	0,12563 mm	0,13079 mm	0,13625 mm	0,14141 mm
$\varnothing 0,54\text{mm}$	+ 120 $\mu\text{m}$	+ 5,63 $\mu\text{m}$	+ 5,16 $\mu\text{m}$	+ 5,46 $\mu\text{m}$	+ 5,16 $\mu\text{m}$
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup>	0,49937 mm	0,54344 mm	0,56766 mm	0,59125 mm	0,60641 mm
$\varnothing 0,38\text{mm}$	+ 499,37 $\mu\text{m}$	+ 44,07 $\mu\text{m}$	+ 24,22 $\mu\text{m}$	+ 23,59 $\mu\text{m}$	+ 15,16 $\mu\text{m}$
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup>	0,61394 mm	0,64172 mm	0,65797 mm	0,67047 mm	0,67985 mm
$\varnothing 0,83\text{mm}$	+ 613,94 $\mu\text{m}$	+ 27,78 $\mu\text{m}$	+ 16,25 $\mu\text{m}$	+ 12,5 $\mu\text{m}$	+ 9,38 $\mu\text{m}$
<i>Aramid</i>	0,37031 mm	0,40562 mm	0,42281 mm	0,42953 mm	0,45312 mm
$\varnothing 0,4\text{mm}$	+ 370,31 $\mu\text{m}$	+ 35,31 $\mu\text{m}$	+ 17,19 $\mu\text{m}$	+ 6,72 $\mu\text{m}$	+ 23,59 $\mu\text{m}$

TABLE 4.2 – Allongement du câble à la fin de chaque cycle avec la différence d’allongement entre le début et la fin du cycle.

Si le choix est de considérer le paramètre de câble comme constant, le comportement du câble peut être modélisé comme linéaire. Trois régressions linéaires différentes sont calculées pour chaque cycle sur chaque câble :

- sur la phase de charge ;
- sur la phase de décharge ;

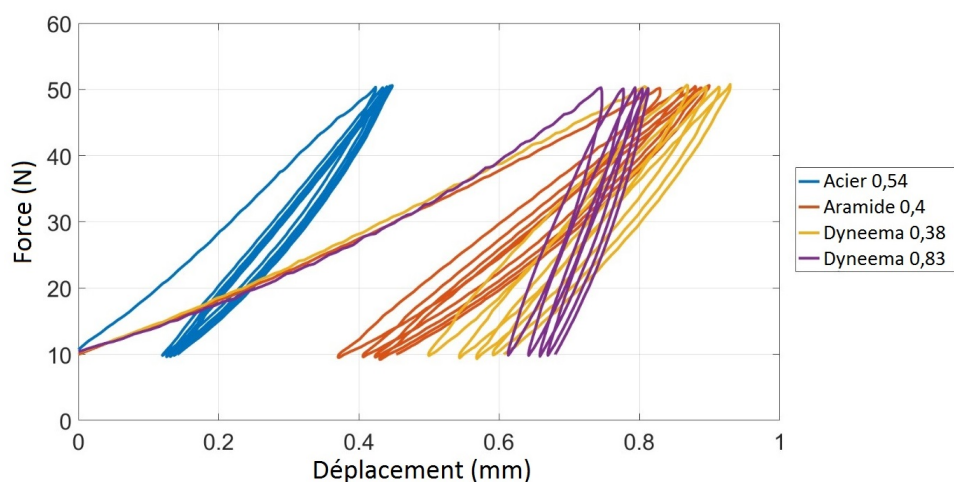


FIGURE 4.8 – Mesure du déplacement pendant cinq cycles de chargement-déchargement de 10 N à 50 N.

— sur la phase de charge et décharge.

Dans les tableaux 4.3 et 4.4, la rigidité linéaire et le module élastique équivalent sont résumés pour ces régressions linéaires. Pour tous les câbles, la rigidité apparue lors du premier cycle est faible par rapport aux autres cycles.

		Cycle 1	Cycle 2	Cycle 3	Cycle 4	Cycle 5
<i>Acier</i> ø0,54mm	Charge	97,09	128,20	128,90	129,34	129,95
	Décharge	134,05	133,57	132,15	131,72	131,40
	Charge-Décharge	97,26	128,91	130,00	130,21	130,57
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,38mm	Charge	50,55	110,47	114,35	116,05	118,90
	Décharge	129,29	125,18	125,34	124,91	125,11
	Charge-Décharge	39,86	106,22	112,80	115,70	116,68
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,83mm	Charge	54,177	247,45	262,81	272,12	278,50
	Décharge	297,24	298,61	298,98	301,00	307,01
	Charge-Décharge	35,123	221,59	250,01	263,16	269,60
<i>Aramid</i> ø0,4mm	Charge	49,59	81,95	85,17	86,65	87,12
	Décharge	90,873	91,26	90,03	91,82	90,83
	Charge-Décharge	46,64	82,09	85,40	87,08	87,99

TABLE 4.3 – Approximation de la rigidité linéaire équivalente (en kN/m) pour la phase de chargement uniquement, pour la phase de déchargement uniquement et pour les deux phases à chaque cycle

Pour le câble en acier, le phénomène d’hystérésis a diminué. La différence de rigidité linéaire entre la charge et la décharge diminue. Au deuxième cycle, la différence de rigidité est d’environ 4% et pour le 5<sup>ème</sup> cycle, la différence de rigidité est d’environ 1,1%. La rigidité obtenue avec la régression linéaire sur la charge-décharge se situe entre la rigidité calculée à partir de la régression linéaire de la charge et de la décharge.

L’écart de rigidité linéaire entre la charge et la décharge a également diminué avec les autres

		Cycle 1	Cycle 2	Cycle 3	Cycle 4	Cycle 5
<i>Acier</i> ø0,54mm	Charge	42,39	55,98	56,28	56,47	56,74
	Décharge	58,53	58,32	57,70	57,51	57,37
	Charge-Décharge	42,47	56,29	56,77	56,85	57,01
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,38mm	Charge	44,57	97,41	100,82	102,33	104,84
	Décharge	144,00	110,38	110,51	110,14	110,32
	Charge-Décharge	35,15	93,66	99,46	102,02	102,88
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,83mm	Charge	10,01	45,74	48,57	50,29	51,47
	Décharge	54,94	55,19	55,26	55,63	56,74
	Charge-Décharge	6,49	40,96	46,21	48,64	49,83
<i>Aramid</i> ø0,4mm	Charge	39,46	65,21	67,77	68,96	69,33
	Décharge	72,31	72,63	71,64	73,07	72,28
	Charge-Décharge	37,12	65,33	67,96	69,29	70,02

TABLE 4.4 – Approximation du module d'élasticité équivalent (en GPa) pour la phase de chargement uniquement, pour la phase de déchargement uniquement et pour les deux phases à chaque cycle

câbles. Mais la différence au 5<sup>ème</sup> cycle est plus élevée que pour le câble en acier. Pour l'aramide, la différence est d'environ 4,1% au 5<sup>ème</sup> cycle. Pour le *Dyneema*<sup>®</sup> le plus fin, la différence est d'environ 4,5% au 5<sup>ème</sup> cycle. Pour le *Dyneema*<sup>®</sup> le plus épais, la différence est d'environ 9,3% au 5<sup>ème</sup> cycle. Aussi, pour les câbles *Dyneema*<sup>®</sup>, la rigidité calculée à partir de la régression linéaire sur la charge et la décharge est inférieure à la rigidité calculée à partir de la régression linéaire sur la charge. Pour le câble aramide, la rigidité calculée à partir de la régression linéaire sur la charge-décharge se situe entre la rigidité calculée à partir de la régression linéaire de la charge et de la décharge.

Pour voir si le phénomène d'hystérésis diminue, l'aire entre les courbes de chargement et de déchargement est calculée. Le tableau 4.5 donne l'aire de l'hystérésis de chaque cycle. Pour tous les câbles, la zone d'hystérésis a diminué. La surface est plus petite au cinquième cycle pour les câbles en acier et *Dyneema*<sup>®</sup> le plus épais. La zone est plus grande pour les câbles aramide et *Dyneema*<sup>®</sup> le plus fin. Le câble *Dyneema*<sup>®</sup> le plus fin a une zone d'hystérésis plus élevée que le câble le plus épais au 5<sup>ème</sup> cycle.

Entre ces différents câbles, le câble en acier semble avoir l'effet d'hystérésis le plus faible par rapport aux autres câbles.

#### 4.1.5 Résumé

Le module d'élasticité est mesuré avec un viscoanalyseur et une machine de traction. Le tableau 4.6 résume ces deux mesures. Le module élastique mesuré avec la machine de traction correspond à celui du cinquième cycle lors du chargement. Pour l'Aramide, les deux modules

	Cycle 1	Cycle 2	Cycle 3	Cycle 4	Cycle 5
<i>Acier</i> ø0,54mm	3,4331	1,2421	1,1393	1,0922	1,0551
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,38mm	10,5540	2,8295	2,1671	1,9164	1,7113
<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,83mm	10,8995	1,6532	1,2144	1,0098	0,9099
<i>Aramid</i> ø0,4mm	8,4301	2,6983	2,2399	2,0020	1,9284

TABLE 4.5 – Aire de l’hystérésis (en N.mm) entre les phases de charge et de déchargement pour chaque cycle.

élastiques sont proches. Pour l’autre câble, la mesure du module élastique avec la machine de traction est supérieure à celle mesurée avec le viscoanalyseur. La différence avec le câble en acier est d’environ 18,3%. La différence avec le *Dyneema*<sup>®</sup> le plus épais est d’environ 36,2%. La différence avec le *Dyneema*<sup>®</sup> le plus fin est d’environ 14,9%. Ce résultat laisse une question ouverte quant au type de tests à utiliser pour déterminer les caractéristiques justes de comportement des câbles permettant de prédire le comportement du robot.

	<i>Acier</i> ø0,54mm	<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,83mm	<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,38mm	<i>Aramide</i> ø0,4mm
Viscoanalyseur	69,49	80,66	123,28	69,98
Traction	56,74	51,47	104,84	69,33

TABLE 4.6 – Module de rigidité mesuré (en GPa) à partir des deux machines.

## 4.2 Analyse statique et dynamique d’un robot parallèle à câbles

La plateforme de test est un RPC entièrement contraint avec huit câbles (figure 4.9). Les positions des points d’ancrages sont résumées dans le tableau 4.7. Il s’agit de la plateforme Init X de l’annexe B). La position des points d’ancrages sur la structure est mesurée à l’aide d’un laser tracker. Les points d’ancrages sur la base fixe sont situés presque sur les sommets d’un cube de 1 m d’arête. Les câbles du haut de la structure croisent les câbles du bas de la structure. Elle est composée d’une masse en acier cylindrique de 2,412 kg et deux plaques en plexiglas de 5 mm. La masse totale de l’ensemble et sa matrice d’inertie sont données dans l’annexe B.

Tout d’abord, une simulation du comportement dynamique est réalisée grâce à l’équation dynamique présentée dans la section 3.2.3. Pour le module d’élasticité du câble, nous adoptons les valeurs identifiées par le viscoanalyseur (voir section 4.1.2 et tableau 4.8). Ensuite, une analyse de rigidité expérimentale est effectuée pour valider le modèle théorique présenté dans la section 3.2.2. Enfin, l’influence du fluage du câble sur le comportement statique de l’ensemble du robot est observé expérimentalement.

	$oa_i^0$			$cb_i^E$		
	X(mm)	Y(mm)	Z(mm)	X(mm)	Y(mm)	Z(mm)
1	499,5230	501,8502	501,8484	44,0528	44,0528	-25,000
2	-501,0498	501,7036	500,8624	-44,0528	44,0528	-25,000
3	-500,9071	-499,6959	500,5652	-44,0528	-44,0528	-25,000
4	500,8472	-498,8514	499,7363	44,0528	-44,0528	-25,000
5	501,0039	499,3326	-499,6937	47,5969	40,1974	25,000
6	-500,4936	500,7729	-501,1693	-47,5969	40,1974	25,000
7	-500,4284	-500,6042	-500,7433	-47,5969	-40,1974	25,000
8	500,300	-500,1404	-501,0979	47,5969	-40,1974	25,000

TABLE 4.7 – Positions des points d’ancrages sur la structure et la plateforme Init X.

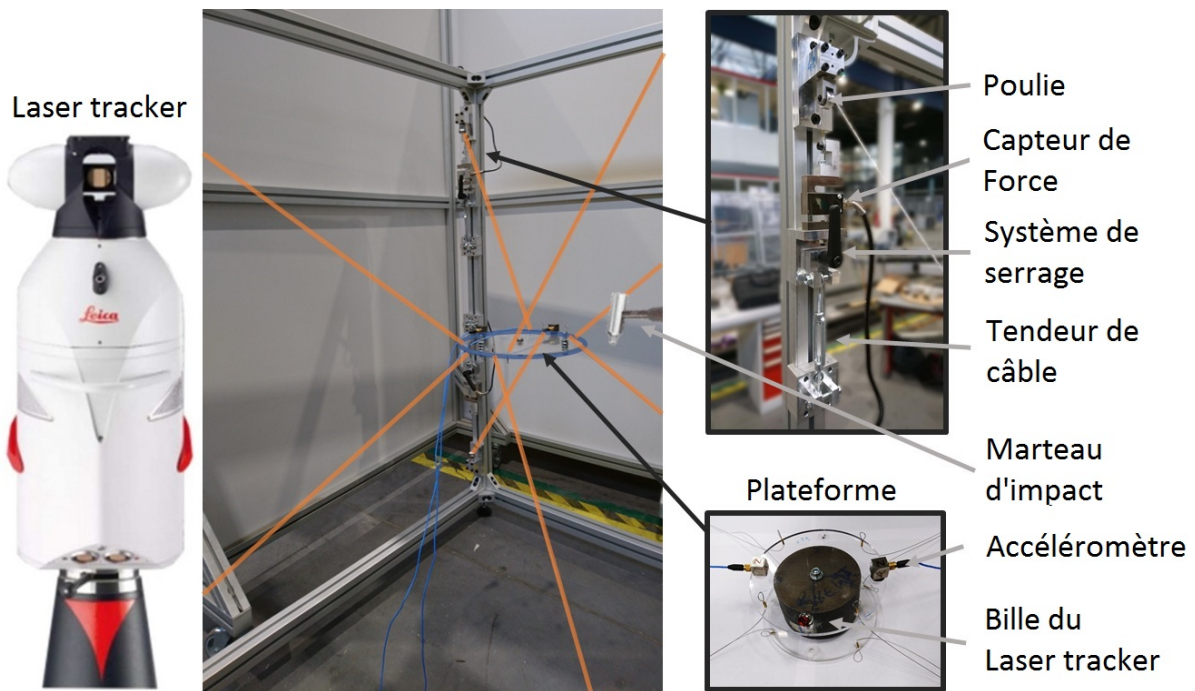


FIGURE 4.9 – Montage expérimental de l’analyse modale.

	<i>Acier</i> ø0,54mm	<i>Dyneema®</i> ø0,38mm	<i>Dyneema®</i> ø0,83mm	<i>Aramide</i> ø0,4mm
Module d’élasticité (GPa)	69,49	123,28	80,66	69,98

TABLE 4.8 – Module d’élasticité pour la simulation

## 4.2.1 Simulation dynamique

Les simulations dynamiques ont été réalisées pour les différents câbles étudiés. Le modèle dynamique est expliqué dans la partie 3.2.3. La trajectoire étudiée est un cercle de 0,1 m de rayon sur un plan horizontal à une distance de -0,2 m du plan moyen de la structure du RPC. La vitesse de la trajectoire est de 1 m/s. La trajectoire de la plateforme est définie avec une fonction polynomiale du troisième ordre avec une vitesse initiale nulle. Le modèle géométrique défini par l’équation 3.2 est utilisé pour calculer la longueur souhaitée de câble. La position et l’orientation

de la plateforme sont exprimées par rapport au repère fixe. La figure 4.10 montre la trajectoire théorique désirée et la longueur désirée théorique de câble. Les erreurs sont créées par la réponse dynamique du robot. Les tensions de précharge dans les câbles sont calculées avec l'algorithme introduit dans [Pott et al. (2009)]. Cet algorithme maintient les tensions de câble entre  $t_{min}$  (égal à 1 N) et  $t_{max}$  (égal à 100 N) tout en respectant l'équation d'équilibre 3.17.

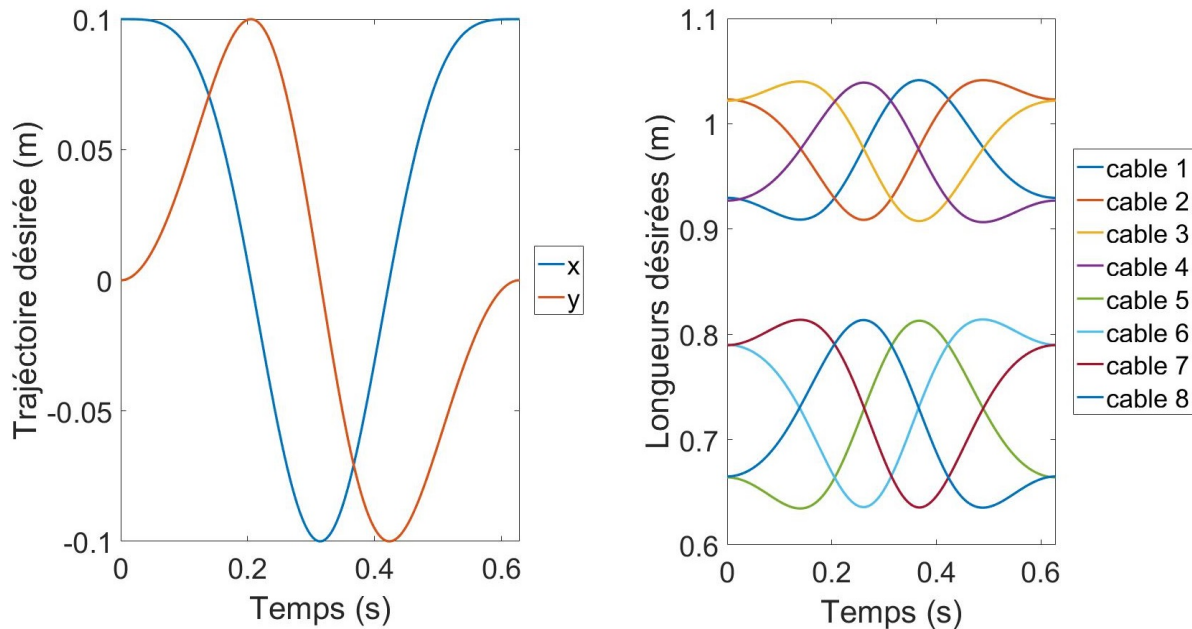


FIGURE 4.10 – Trajectoire circulaire désirée pour la simulation : (droite) espace opérationnel, (gauche) espace des longueurs de câbles.

L'erreur radiale simulée, par rapport au cercle souhaité, est représentée sur la figure 4.11. Les oscillations verticales de la plateforme sont représentées sur la figure 4.12. Les erreurs d'orientation sont représentées sur la figure 4.13. Le tableau 4.9 résume les erreurs maximales de la simulation.

	<i>Acier</i> ø0,54mm	<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,38mm	<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,83mm	<i>Aramide</i> ø0,4mm
$x$ (mm)	1,367	1,522	0,520	2,382
$y$ (mm)	1,3419	1,4942	0,521	1,9327
$z$ (mm)	0,117	0,111	0,107	0,112
$\psi$ (deg)	0,203	0,220	0,075	0,298
$\theta$ (deg)	0,137	0,137	0,052	0,329
$\varphi$ (deg)	1,598	1,657	1,116	1,906
Erreur circulaire (mm)	1,658	1,859	0,686	3,014

TABLE 4.9 – Erreurs maximales de la trajectoire circulaire simulée pour les différents câbles.

Dans ces simulations, le *Dyneema*<sup>®</sup> le plus épais a l'erreur de suivi de trajectoire la plus faible. Ces résultats sont conformes aux attentes car ce câble présente la rigidité axiale la plus élevée. Pour les autres câbles plus fins, les résultats sont du même ordre de grandeur.

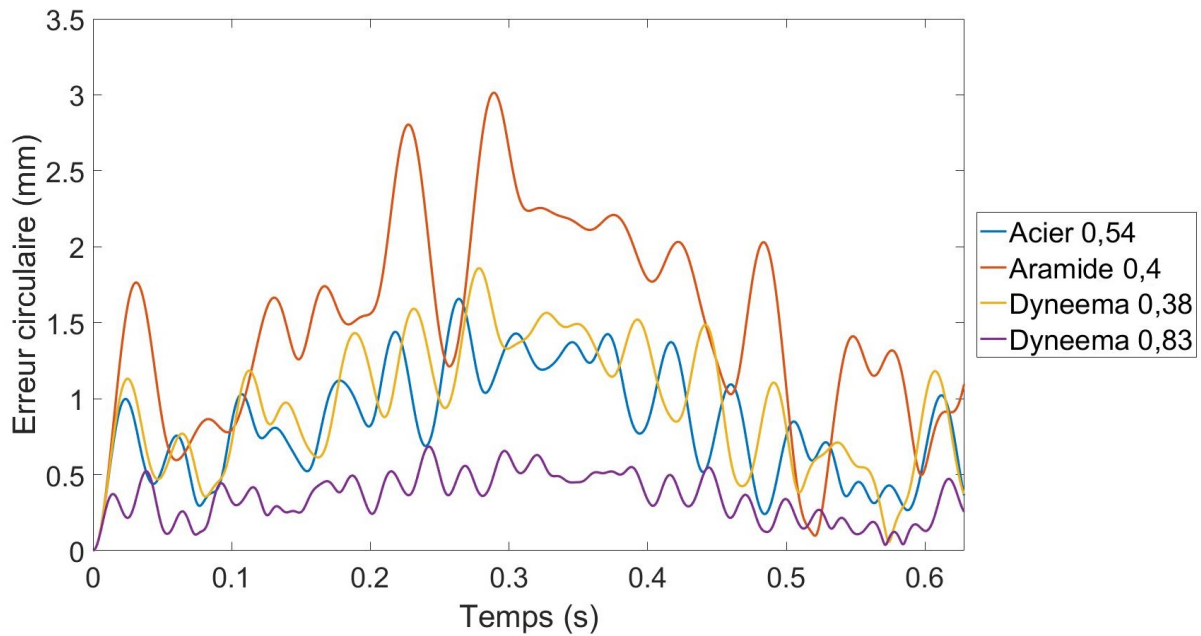


FIGURE 4.11 – Erreurs radiales de la trajectoire circulaire simulée par rapport au temps.

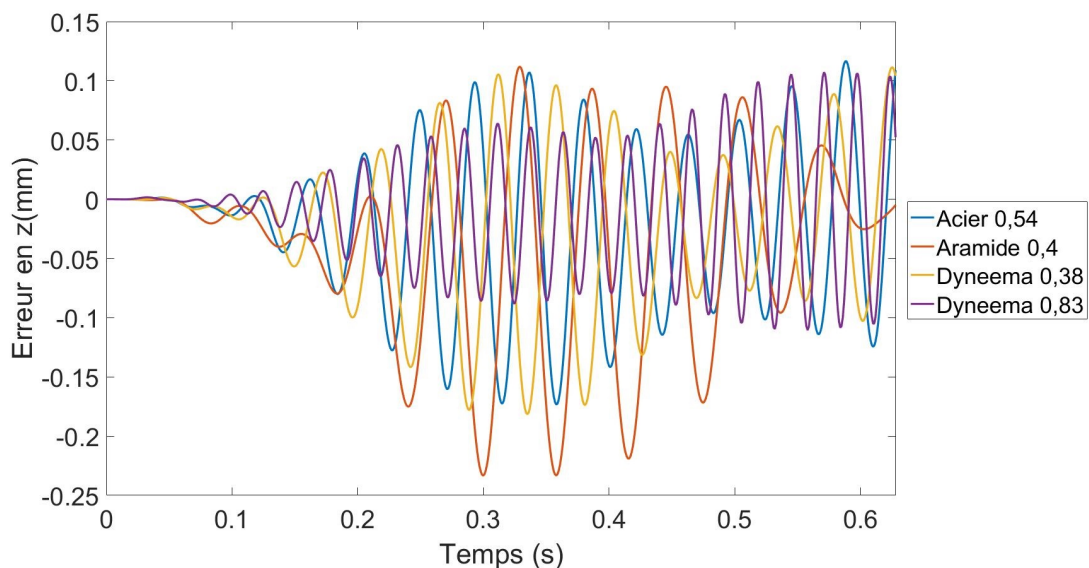


FIGURE 4.12 – Erreurs d'altitude de la trajectoire simulée du cercle par rapport au temps.

Ce modèle dynamique peut aussi être utilisé pour une analyse de la rigidité du robot. Dans la suite, les résultats du modèle dynamique seront comparés aux résultats expérimentaux d'une analyse de la rigidité du prototype sans moteur.

#### 4.2.2 Analyse expérimentale de la rigidité

Pour analyser la rigidité expérimentalement du prototype à 8 câbles, les vibrations de la plateforme sont mesurées expérimentalement. Cette analyse se fait sur les 4 types de câbles. La précharge sur les câbles est appliquée pour étudier leur influence sur la rigidité de la plateforme.

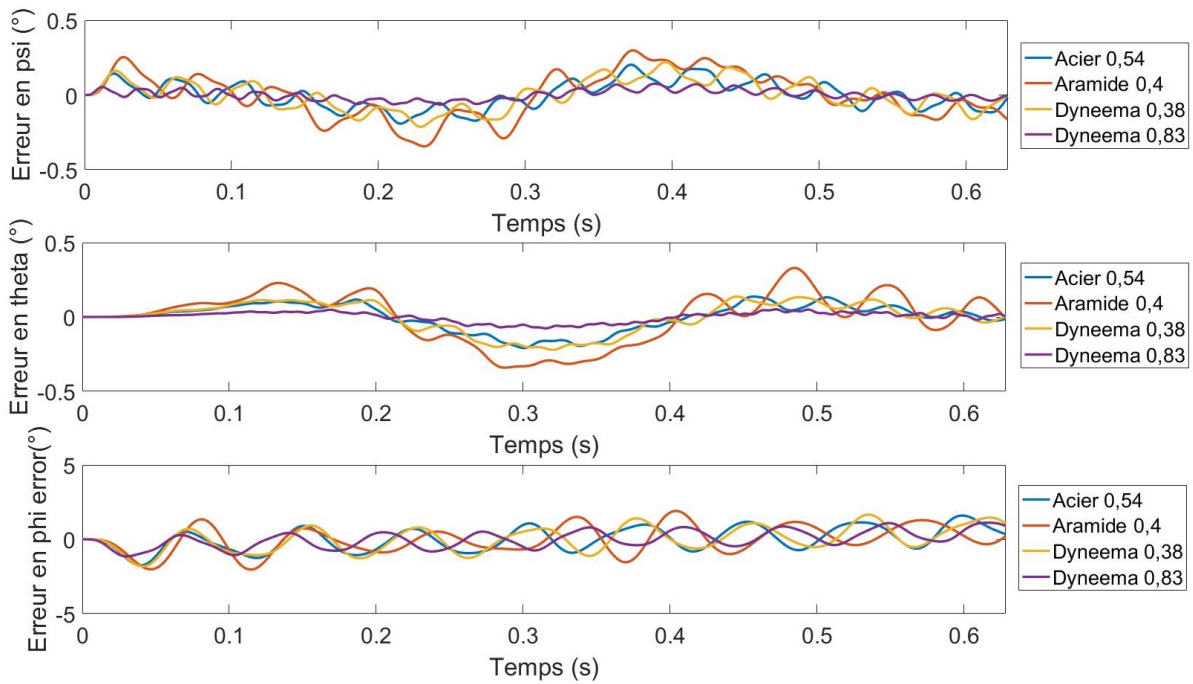


FIGURE 4.13 – Erreurs d’orientation de la plateforme mobile de la trajectoire circulaire simulée par rapport au temps.

Ensuite, les résultats du modèle théorique sont comparés aux résultats expérimentaux en considérant le comportement du câble comme linéaire.

La figure 4.9 montre le montage expérimental pour les analyses de rigidité de la plateforme. La précharge sur les câbles est mesurée avec des capteurs de force fixés sur la structure à proximité des points d’ancrages. A chaque point d’ancrage de la structure, il y a une poulie pour guider le câble. L’influence du frottement câble-poulie sur la mesure de la force est négligée. La position globale de la plateforme est mesurée avec un laser tracker Leica d’une précision de 21  $\mu\text{m}$  à 1 m.

L’analyse modale est réalisée avec le logiciel «Siemens Simcenter Testlab ». Deux accéléromètres sont placés sur 8 points de mesure. La plateforme est excitée à l’aide d’un marteau à percussion. L’expérience est réalisée sur une plateforme où les points d’ancrages sont situés sur des sommets parallélépipédiques comme le montre la figure B.1 dans l’annexe B. L’analyse modale est effectuée sur les quatre types de câbles différents. Les positions des points d’ancrages de la base fixe mesurées à l’aide du laser tracker peuvent être trouvées dans le tableau 4.7. La plateforme est mis en place manuellement au centre de l’espace de travail. Le protocole expérimental suit ces étapes :

1. La précharge dans les câbles est augmentée ou diminuée manuellement avec une vis et un système de verrouillage ;
2. Une pause de 10 minutes est respectée pour avoir des forces stables sur les câbles ;



3. La position de la plateforme est mesurée avec un laser tracker ;
4. Une première mesure des efforts sur les câbles est réalisée ;
5. 5x3 impacts avec un marteau sont effectués sur la plateforme dans 3 directions différentes pour activer tous les modes ;
6. Une deuxième mesure des efforts sur les câbles est réalisée pour vérifier leur constance lors du test ;

Les tests sont repris avec un nouveau jeu de précharge.

Pour chaque câble, nous avons décidé de comparer les données expérimentales avec trois modèles de simulation différents pour calculer les fréquences modales :

- le premier modèle utilise la matrice de rigidité du câble  $\mathbf{K}_{cable}$  de l'équation 3.28 sans précharge sur les câbles ;
- le deuxième modèle considère la somme de la matrice de rigidité du câble  $\mathbf{K}_{cable}$  avec l'effet de tension de la précharge antagoniste introduit par  $\mathbf{K}_{lat} + \mathbf{K}_{force}$  de l'équation 3.27 ;
- le troisième modèle utilise la réponse temporelle de l'équation dynamique 3.37 pour calculer les fréquences modales. Une impulsion sur la plateforme est simulée pendant quatre secondes. Une transformée de Fourier de la position et de la variation d'orientation de la plateforme nous permet de calculer les fréquences naturelles.

La figure 4.14 montre les résultats de l'expérience avec respectivement le *Dyneema*<sup>®</sup> 0,38mm, le *Dyneema*<sup>®</sup> 0,83mm, l'aramide 0,4 mm et l'acier 0,54 mm. Afin de comparer la simulation dynamique avec l'expérience, nous avons considéré que tous les câbles ont un comportement linéaire, c'est-à-dire que la rigidité du câble est donnée par l'équation 3.23.

L'analyse modale expérimentale est réalisée avec une précharge moyenne entre 10N et 100N. Cette plage de précharge est choisie pour éviter l'effet d'affaissement et la rupture des câbles.

Pour toutes les expériences, nous pouvons voir que le modèle qui exclut la précharge donne les résultats les plus éloignés des essais expérimentaux. La rigidité mesurée expérimentalement de la plateforme, quel que soit le câble, est augmentée par la tension dans les câbles. Pour le premier mode, les résultats théoriques utilisant les modèles matriciels de rigidité avec précharge et la simulation du modèle dynamique sont acceptables avec une erreur inférieure à 10%. Mais dans les autres modes, les erreurs sont plus importantes, sauf pour le câble en acier où les erreurs restent inférieures à 6,6%. Les résultats expérimentaux pour les câbles en acier sont plus proches des résultats théoriques.

Le tableau 4.10 illustre l'augmentation des fréquences propres mesurées expérimentalement

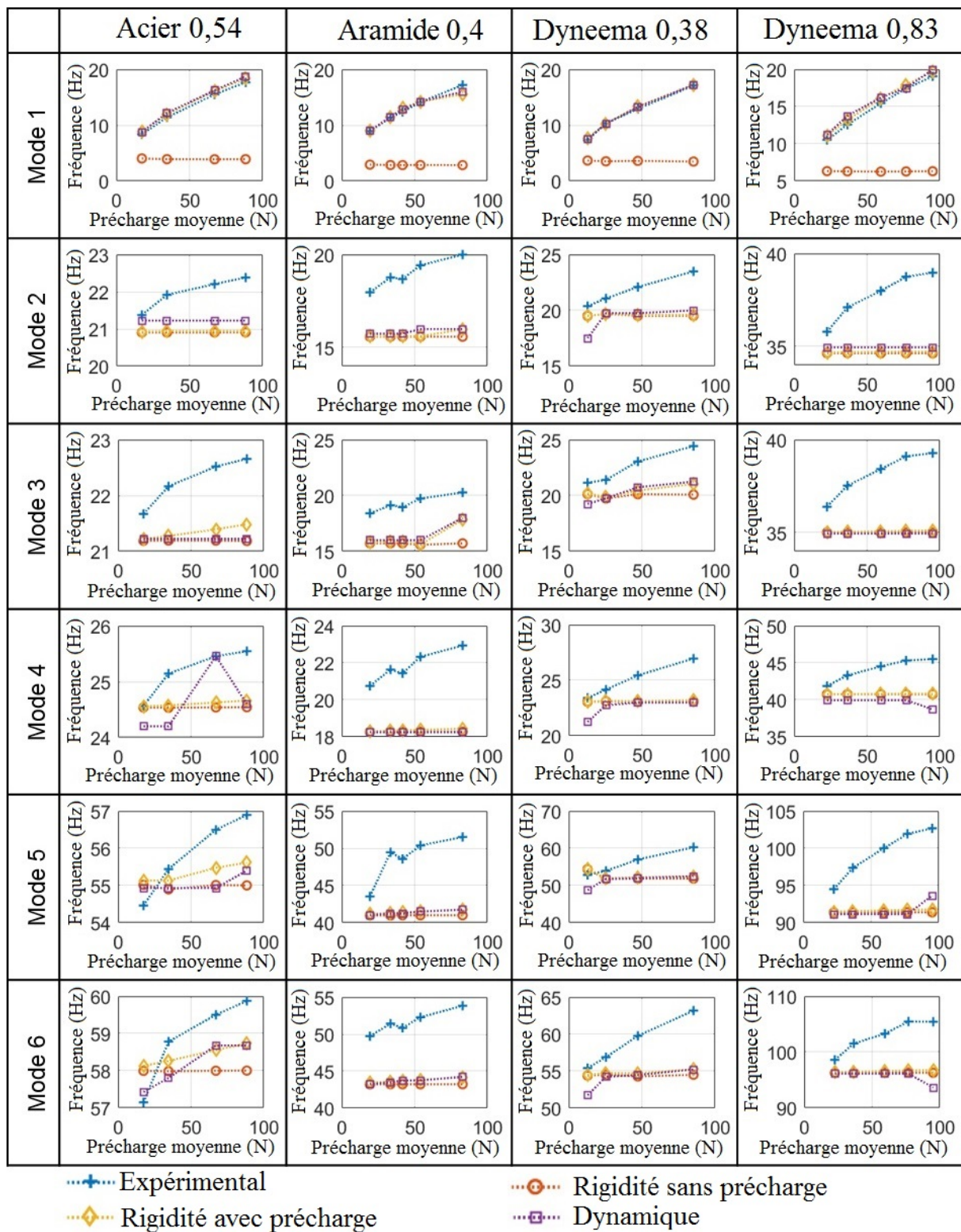


FIGURE 4.14 – Fréquences simulées et mesurées des différents modes par rapport à la précharge moyenne dans les câbles.

entre la précharge la plus basse et la plus élevée. A la position mesurée et pour la configuration du prototype étudiée, la précharge augmente principalement la première fréquence propre de la MPF pour tous les câbles testés. Pour les autres modes propres, l'augmentation de leurs fréquences est plus légère. Cette augmentation est plus importante avec le *Dyneema*<sup>®</sup> et l'aramide. Pour les

câbles en acier, cette augmentation de la fréquence propre avec l'augmentation de la précharge est moins importante que pour les autres câbles (entre 4% et 5%). La précharge a une plus grande influence sur la rigidité de la plateforme lors de l'utilisation de câbles *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide.

	<i>Acier</i> ø0,54mm	<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,38mm	<i>Dyneema</i> <sup>®</sup> ø0,83mm	<i>Aramide</i> ø0,4mm
Mode 1	111,40%	133,61%	81,33%	93,22%
Mode 2	4,72%	15,28%	8,88%	11,29%
Mode 3	4,55%	15,52%	7,95%	10,14%
Mode 4	4,00%	15,16%	8,71%	10,53%
Mode 5	4,48%	14,05%	8,66%	18,37%
Mode 6	4,78%	14,03%	6,94%	8,29%

TABLE 4.10 – Augmentation de la fréquence expérimentale entre la précharge la plus faible et la précharge la plus élevée dans les câbles.

A partir de ces expériences, nous pouvons affirmer que les câbles en acier ont un comportement mécanique assez linéaire contrairement aux câbles *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide. Ces derniers ne peuvent pas être simplifiés par une simple raideur linéaire. De plus, la précharge du câble influence sa rigidité linéaire. En effet, les fréquences modales du 2<sup>ème</sup> au 6<sup>ème</sup> mode dépendent principalement de la rigidité axiale du câble. Expérimentalement, le comportement axial du câble semble dépendre de la précharge. Pour un câble en acier, cette erreur est relativement faible, mais pour le *Dyneema*<sup>®</sup> et l'aramide, l'influence de la précharge est plus importante. Nous pouvons conclure que le modèle de câble adopté doit être affiné en ajoutant une rigidité axiale en fonction de la précharge du câble pour être plus précis. Les câbles *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide nécessitent un modèle plus complexe où la rigidité axiale doit dépendre de la précharge du câble.

L'application de cette conclusion nécessite la mise en place d'un modèle plus complexe pour les câbles *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide que pour l'acier. Il est à noter que, pour le même diamètre de câble et niveau de précharge, le câble *Dyneema*<sup>®</sup> semble pouvoir atteindre une plus grande rigidité que les câbles en acier et en aramide.

À partir de la section 4.1.3, le fluage est observé sur le câble. Une expérience supplémentaire est réalisée sur le prototype pour observer le comportement de fluage sur l'ensemble du robot.

### 4.2.3 Perte de force dans les câbles d'un robot parallèle à câbles

Au début du test, la force sur chaque câble est augmentée de plus de 80N. Puis, l'évolution de la tension dans chaque câble est mesurée au fil du temps. La figure 4.15 représente le pourcentage de perte de force moyenne entre la mesure initiale et les mesures suivantes dans les câbles au fil

du temps. Les mesures sont effectuées pendant une heure.

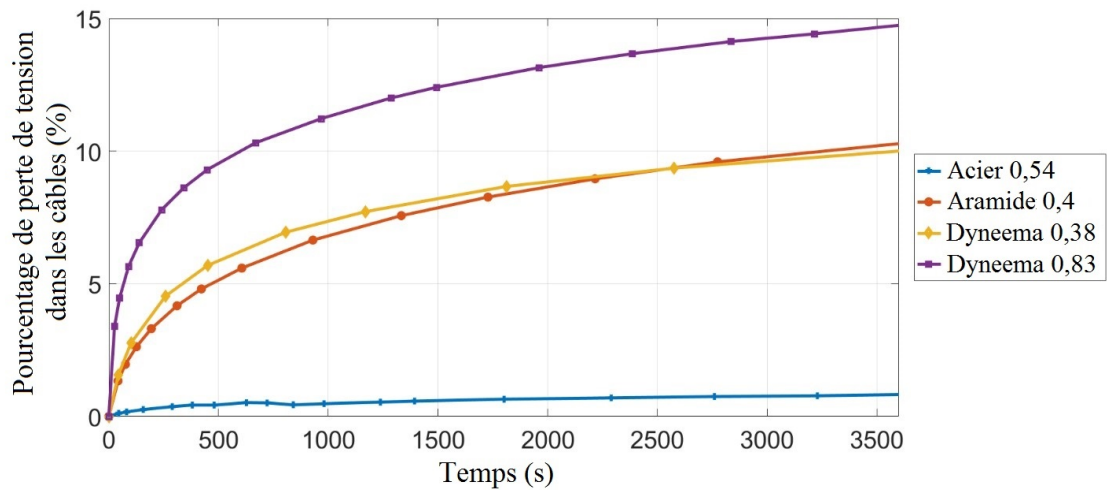


FIGURE 4.15 – Évolution de la perte de tension moyenne du câble sur 1 heure sur une structure de câble entièrement contrainte avec les quatre câbles différents.

Comme dans les expériences précédentes, le fluage du câble en acier est très faible par rapport aux autres câbles. Après une heure d'acquisition des données, la perte de tension dans les câbles en acier est inférieure à 1%. Pour les câbles en aramide et *Dyneema*<sup>®</sup> plus fins, la perte de force moyenne est supérieure à 10% après une heure. La perte de force moyenne du câbles *Dyneema*<sup>®</sup> plus épais est supérieure à 14% après une heure.

Ce phénomène de fluage pose 2 problèmes : comment garder une position de la plateforme constante pendant une longue durée et comment calibrer ce type de robot. En effet, il serait nécessaire de calibrer le robot avant chaque utilisation.

### 4.3 Conclusion

Dans ce chapitre, diverses caractérisations expérimentales ont été présentées pour différents types de câbles. Certaines conclusions de ce chapitre corroborent les recherches précédentes de [Miermeister et al. (2015); Miyasaka et al. (2016); Piao et al. (2017); Baklouti et al. (2017); Tempel et al. (2019)]. Cependant, les travaux présentés de ce chapitre comparent différents types de câbles de manière plus approfondie et systématique que les précédents travaux présents dans la bibliographie.

Les modèles de rigidité et dynamiques ont été développés et simulés. Une comparaison avec une analyse modale expérimentale a été réalisée pour valider l'hypothèse du modèle de câble linéaire. Cependant, après les tests, l'hypothèse de linéarité du comportement du câble fonctionne que pour le câble en acier. Pour les câbles *Dyneema*<sup>®</sup> et aramide, un modèle élastique

linéaire du câble n'est pas suffisant pour prédire le comportement du RPC. Nous avons montré expérimentalement que :

- Le module élastique du câble *Dyneema*<sup>®</sup> varie fortement en fonction de la fréquence de la charge dynamique axiale. Le module élastique ne peut pas être considéré comme constant pour le câble *Dyneema*<sup>®</sup>. De plus, il est nécessaire de prendre en compte l'effet visqueux.
- Les paramètres des câbles en aramide et en *Dyneema*<sup>®</sup> ne peuvent pas être considérés comme constants car ces câbles présentent du fluage, ce qui signifie que le modèle de Kelvin-Voigt n'est pas adapté à la description du comportement de ce type de câble.
- Le phénomène d'hystérésis est moins constant sur les câbles en Dyneema<sup>®</sup> et en aramide que sur le câble en acier. Ce phénomène n'a pas été modélisé, mais il a été montré expérimentalement.
- Pour l'aramide et le *Dyneema*<sup>®</sup>, il est important d'effectuer des cycles de charge préliminaires pour avoir un meilleur comportement répétable. Le câble en acier nécessite moins de cycles de charge pour avoir un comportement répétable.
- La précharge du câble avec le câble en aramide et *Dyneema*<sup>®</sup> semble augmenter la rigidité du robot de manière importante plus qu'avec le câble en acier.

Le modèle simple de Kelvin-Voigt ne peut pas modéliser le comportement mécanique des câbles en polymère. Un modèle considérant le fluage doit être utilisé comme par exemple le modèle généralisé de Kelvin-Voigt. Ce modèle a été proposé dans les travaux de Philipp Tempel [Tempel (2019)] pour modéliser un câble en *Dyneema*<sup>®</sup>. Mais des expériences plus approfondies sont nécessaires pour observer si ce comportement est répétable.

Tous les câbles testés présentent de l'amortissement. L'amortissement avec les câbles en acier et en aramide est plus faible que pour *Dyneema*<sup>®</sup>. Cette étude expérimentale peut être complétée par une étude de l'influence de la température sur les propriétés du câble.

Une matrice de rigidité similaire à celle présentée dans [Behzadipour and Azadi (2007)] a été développée. Les résultats de la simulation sont proches des mesures expérimentales du câble en acier. C'est également le cas pour un modèle dynamique élastique simple. L'étude modale valide le modèle dynamique.

Dans le cas d'un robot avec des câbles en *Dyneema*<sup>®</sup> ou en aramide, l'écart entre la simulation et l'expérimental est plus important. Le modèle dynamique nécessite un modèle de câble plus complexe. Pour tous les types de câbles, nous avons observé que l'augmentation de la précharge sur les câbles, augmente la rigidité du robot pour la position et à la configuration du robot étudié.

Ainsi, dans le cadre de la conception d'un RPC pour la fabrication additive, nous pouvons affirmer que l'utilisation de câbles en acier est pertinente par rapport aux câbles en *Dyneema*<sup>®</sup> et en aramide. Pour ce type de robot et d'application, les câbles concernés ne seront probablement que faiblement influencés par l'amortissement et auront un comportement stable dans le temps. En effet, avec un câble en acier, il n'y a pas besoin de cycle de chargement préalable et aucun effet de fluage n'est présent sur le câble. Ainsi, un suivi précis de la trajectoire de la plateforme peut être obtenu avec un modèle de câble élastique linéaire simple.



# Chapitre 5

## Optimisation d'un robot parallèle à câbles pour la fabrication additive

Pour l'impression 3D, la vitesse d'impression peut être élevée. L'utilisation d'un robot à câbles pour la fabrication additive est donc pertinente. Cependant, à l'heure actuelle, leur précision est inférieure à celle des robots rigides, principalement en raison de la flexibilité des câbles. La rigidité dépend également de la position des points d'ancrages sur la plate-forme mobile et du châssis fixe. Un autre problème à prendre en compte lors de la conception d'un robot parallèle à câbles pour l'impression 3D est la collision entre les câbles et la pièce à imprimer qui limite l'espace d'impression.

Ce chapitre propose un algorithme d'optimisation de la conception d'un RPC à 8 câbles pour augmenter la rigidité. Les résultats théoriques sur la rigidité et les vibrations sont analysés entre la plate-forme non optimisée et optimisée. La précision dynamique du robot par simulation est évaluée entre les différentes configurations. Enfin, les résultats sont validés sur la plateforme expérimentale sans moteur.

### 5.1 L'algorithme d'optimisation

Dans un premier temps les paramètres de la plateforme et de la structure sont définis. Puis l'algorithme d'optimisation de la rigidité et de l'espace de travail en 2 étapes est détaillé.

#### 5.1.1 Paramètres d'optimisation

Les points d'ancrages sur l'effecteur (figure 5.1) sont répartis sur deux cercles situés sur 2 plans parallèles à une distance  $h_p$  l'un de l'autre. 6 paramètres de conception sont proposés pour



optimiser les points d'ancrages sur la plate-forme mobile :

- $h_p$  : la hauteur entre le plan supérieur et inférieur ;
- $r_h$  : le rayon de la face supérieure ;
- $r_b$  : le rayon de la face inférieure ;
- $\theta$  : l'angle entre le repère de la face supérieure et inférieure ;
- $\theta_h$  : l'angle entre les points d'ancrages de la face supérieure
- $\theta_b$  : l'angle entre les points d'ancrages de la face inférieure.

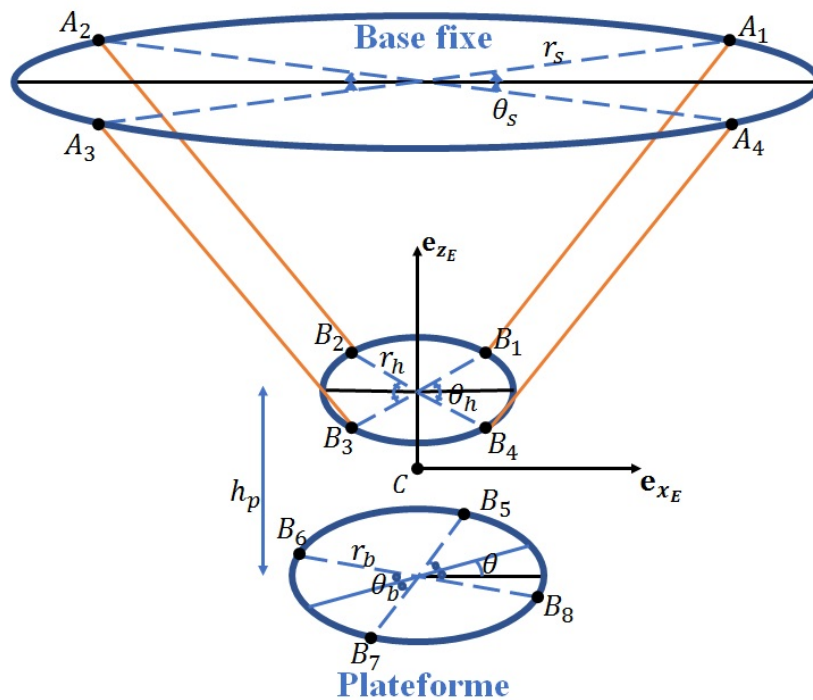


FIGURE 5.1 – Paramètres d'optimisations

Les câbles provenant du haut de la base fixe sont connectés aux points d'ancrages du haut de la MPF. Les câbles venant du bas de la structure sont connectés aux points d'ancrages du bas de la MPF. Le cadre fixe est également défini comme une forme cylindrique, avec uniquement le plan supérieur paramétrique. Les points d'ancrages de la surface inférieure sont fixés en carré. La surface supérieure est définie par 2 paramètres :

- $r_s$  : le rayon de la face supérieure de la structure ;
- $\theta_s$  : l'angle entre les points d'ancrages de la face supérieure de la structure.

On a donc 8 paramètres d'optimisation.

### 5.1.2 Critère d'optimisation

Une optimisation en deux étapes est réalisée :

- une fonction coût sur l'espace d'impression avec une fonction de contrainte sur le premier mode de vibration

$$\begin{cases} f_{cost} = V_{workspace}/V_{printing\_space} \\ f_{constraint} > f1_{min} \end{cases} \quad (5.1)$$

- une fonction coût sur la première fréquence modale avec une fonction de contrainte sur l'espace d'impression

$$\begin{cases} f_{cost} = f1_{min} \\ f_{constraint} > V_{print\_min} \end{cases} \quad (5.2)$$

La première étape augmente l'espace d'impression. La fonction de coût a tendance à rendre l'espace d'impression plus proche de l'espace de travail, c'est-à-dire en minimisant le rapport de volume de l'espace de travail sur l'espace d'impression. Pour assurer un bon suivi de trajectoire, il est nécessaire de garantir un niveau suffisant de rigidité de la structure. La rigidité de la structure est d'autant plus grande que le premier mode est plus élevé. La fonction de contrainte impose une fréquence minimale  $f1_{min}$  définie à l'initialisation de l'optimisation.

La deuxième étape augmente la rigidité de l'espace d'impression tout en maintenant un volume d'impression équivalent à celui de la première étape. Les résultats de la première étape sont utilisés comme configuration initiale de la deuxième étape. La fonction de coût est l'inverse de la fréquence minimale du premier mode. La fonction de contrainte impose un espace d'impression similaire à celui calculé lors de la première étape.

### 5.1.3 Résultats

L'optimisation a débuté avec une MPF en forme de parallélépipède rectangle et une base fixe en forme de cube de  $1 \text{ m}^3$  comme conception initiale. La deuxième étape utilise la conception optimale trouvée par la première étape. La fonction 'fmincon' de Matlab a été utilisée pour optimiser les fonctions coût avec 2 algorithmes 'active set' et 'sqp'. Un pas de 0,02m a été utilisé dans les limites d'un cube de  $1 \text{ m}^3$ . La fréquence minimale  $f1_{min}$  est de 35 Hz. La position de l'extrémité de la buse sur l'effecteur est  $\mathbf{op}^0 = (0 \ 0 \ -0,1)^t$ . La masse de la plateforme est un parallélépipède rectangle ( $95,1 \times 80,5 \times 50,0 \text{ mm}^3$ ) de 1 kg. La force des câbles est comprise entre 0 N et 100 N. Le module d'élasticité du câble est de 102 GPa et son diamètre est de 1,5 mm. Le temps de calcul était proche de 24 heures. Le tableau 5.1 montre les résultats d'optimisation sur les paramètres de conception.

L'effecteur optimisé après la deuxième étape est une plaque avec les points d'ancrages sur

les bords extérieurs. Les points d’ancrages forment des rectangles définis de différentes tailles d’un angle de 29,98 degrés pour les câbles venant du haut de la structure et d’un angle de 15,87 degrés pour les câbles provenant du bas. Ils sont répartis sur un rayon de 0,1 m. Les positions des points d’ancrages sur la structure sont peu modifiées avec un décalage de 13,3 mm entre la configuration optimisée et la configuration initiale.

Paramètres	Configuration initiale	Configuration optimisée (étape 1)	Configuration optimisée (étape 2)
$h_p$	0,05m	0m	0m
$r_h$	0,0623m	0,1m	0,1m
$r_b$	0,0623m	0,045m	0,1m
$\theta$	0°	0°	0°
$\theta_h$	40,2°	31,7°	29,98°
$\theta_b$	40,2°	20,2°	15,87°
$r_s$	0,7071m	0,6924m	0,6938m
$\theta_s$	45°	45°	45°

TABLE 5.1 – Paramètres initiaux et optimisés

La comparaison entre la plateforme initiale et les deux plateformes optimisées est visible dans [Gueners et al. (2020)] avec les caractéristiques du câble en acier de 0,54 mm de diamètre et de module d’élasticité de 69,49 GPa. Pour la suite de l’analyse dans ce mémoire, nous étudierons les plateformes expérimentales du prototype final.

## 5.2 Analyse modale dans l’espace d’impression

Pour la suite de l’analyse, nous allons comparer trois plateformes :

- une configuration proche de la plateforme initiale de l’optimisation (Init) ;
- une configuration proche de la plateforme initiale de l’optimisation avec les câbles croisés (Init X) ;
- une configuration proche de la plateforme optimisée à la suite de l’étape 2 (Optim).

Les paramètres géométriques des trois configurations sont résumés dans le tableau 5.2 en utilisant le même paramétrage que précédemment. Les images des plateformes sont fournies en annexe B.

Les plateformes Init et Init X sont identiques. Elles correspondent à la plateforme expérimentale de la section 4.2. Les paramètres de masse et d’inertie sont les mêmes que ceux de la section 4.2. Les plateformes ont une masse cylindrique en acier de 2,412 kg. La plateforme Init X a la particularité de croiser ces câbles. Les câbles provenant du bas de la base fixe sont connectés aux points d’ancrages du haut de la MPF. Les câbles venant du haut de la base fixe

sont connectés aux points d’ancrages du bas de la MPF. La différence avec la plateforme initiale de l’optimisation est l’angle  $\theta_h$  égale à  $45^\circ$  au lieu de  $40,2^\circ$  pour éviter que les câbles se touchent sur la plateforme réelle.

Les paramètres de la plateforme Optim correspondent à l’optimisation à la suite de l’étape 2 avec  $h_p$  égale à 5 mm au lieu de 0 mm. Sur la plateforme réelle, les câbles passent à travers des trous d’une plaque en plexiglas de 5 mm. Un dessin de la plateforme Optim est visible sur la figure B.2 et les propriétés de masse sont indiquées en annexe B. Cette plateforme utilise la même masse cylindrique en acier de 2,412 kg.

Les points d’ancrages sur la base fixe sont identiques pour toute les configurations. Nous utilisons un câble en acier de module d’élasticité 69,49 GPa et de diamètre 0,54 mm (tableau 4.6).

Paramètres	Configuration Init	Configuration Init X	Configuration Optim
$h_p$	0,05m	-0,05m	0,005m
$r_h$	0,0623m	0,623m	0,1m
$r_b$	0,0623m	0,623m	0,1m
$\theta$	$0^\circ$	$0^\circ$	$0^\circ$
$\theta_h$	$45^\circ$	$45^\circ$	$29,98^\circ$
$\theta_b$	$40,2^\circ$	$40,2^\circ$	$15,87^\circ$
$r_s$	0,7071m	0,7071m	0,7071m
$\theta_s$	$45^\circ$	$45^\circ$	$45^\circ$

TABLE 5.2 – Paramètres des plateformes étudiées

Les figures à la fin du chapitre 5 montrent les rigidités (figure 5.14) et les fréquences (figure 5.15) des différentes plateformes dans l’espace d’impression sans précharge dans les câbles. Le paramétrage des rotations est le suivant :  $\psi$  est une rotation autour de  $\mathbf{e}_{x_0}$ ,  $\theta$  est une rotation autour de  $\mathbf{e}_{y_0}$  et  $\varphi$  est une rotation autour de  $\mathbf{e}_{z_0}$ .

### 5.2.1 Analyse de la rigidité

Le tableau 5.3 résume les résultats de l’optimisation sur la raideur. Les raideurs selon  $x$ ,  $y$  et  $z$  sont globalement similaires, avec une moyenne d’environ 52-56 kN/m pour  $k_x$ , 52-60 kN/m pour  $k_y$  et 46-51 kN/m pour  $k_z$ . Les principales modifications concernent la rigidité d’orientation.

La rigidité moyenne selon  $\psi$  a été multipliée par 2,6 entre les plateformes Init et Optim, elle est passée de 0,6 N.m/deg à 1,57 N.m/deg. Par contre, la rigidité moyenne selon  $\psi$  de la plateforme Init est 2,3 fois plus grande que celle de la plateforme Optim avec 3,64 N.m/deg.

La rigidité moyenne selon  $\theta$  a été multipliée par 10,6 avec l’optimisation, elle est passée de 0,65 Nm/deg à 6,86 Nm/deg entre les plateformes Init et Optim. Entre les plateformes

		Init	Init X	Optim
$k_x$ (kN/m)	Min	48,49	39,96	39,41
	Max	67,24	75,26	94,88
	Mean	55,70	52,78	52,65
$k_y$ (kN/m)	Min	47,07	38,30	37,10
	Max	65,03	72,27	74,96
	Mean	56,07	52,88	59,27
$k_z$ (kN/m)	Min	38,00	37,70	38,93
	Max	56,70	62,40	65,58
	Mean	46,88	49,81	50,89
$k_\psi$ (N.m/deg)	Min	0,30	2,34	0,47
	Max	1,19	4,45	1,83
	Mean	0,60	3,64	1,57
$k_\theta$ (N.m/deg)	Min	0,45	2,83	5,41
	Max	1,51	4,96	9,15
	Mean	0,65	3,96	6,86
$k_\varphi$ (N.m/deg)	Min	0,01	0,01	2,39
	Max	0,60	1,29	8,14
	Mean	0,16	0,42	4,65

TABLE 5.3 – Raideur

Init et Init X, la rigidité moyenne selon  $\theta$  est multiplié par 6. Le croisement des câbles a donc principalement augmenté les rigidités en rotation selon  $\psi$  et  $\theta$ .

La rigidité selon  $\varphi$  est faible pour les plateformes Init et Init X. La rigidité moyenne selon  $\varphi$  de la plateforme Optim est 11 fois plus grande que celle de la plateforme Init X. L'optimisation a donc principalement augmenté la rigidité en rotation de la plateforme Optim.

## 5.2.2 Analyse modale

Le tableau 5.4 résume les résultats de l'optimisation sur les fréquences modales. Pour les modes de vibrations, notons que les 6 fréquences modales ont été augmentées entre la plateforme Init et Optim. Seul le cinquième mode de la plateforme Init X est supérieur au cinquième mode de la plateforme Optim, les 5 autres modes sont plus petits.

La première fréquence modale est similaire entre les plateformes Init et Init X. Pour ces deux plateformes, le premier mode dépend directement de leur plus faible rigidité selon  $\varphi$ . La fréquence moyenne du premier mode de la plateforme Optim est 14,5 Hz plus grande que celle de la plateforme Init. L'optimisation a donc grandement augmenté la fréquence du premier mode.

La première fréquence modale minimale est passée de 2,75 Hz à 8,11 Hz avec la première optimisation et à 13,07 Hz avec la deuxième optimisation. La moyenne de la première fréquence modale dans l'ensemble de l'espace d'impression est de 19,14 Hz après optimisation.

Les modes 2,3 et 4 de la plateforme Init X dépendent principalement de la rigidité en translation. Pour la plateforme Optim, les 3 premiers modes dépendent surtout de la rigidité en translation. Il y a peu de modification entre les modes 2,3 et 4 de la plateforme Init X et les modes 1,2 et 3 de la plateforme Optim.

La fréquence du cinquième mode de la plateforme Init X est plus grande que celle des plateformes Optim. Pour la plateforme Init X, ce mode dépend particulièrement de la rigidité selon  $\psi$  et  $\theta$ . La rigidité selon  $\psi$  est plus faible avec la plateforme Optim. Pour la plateforme Optim, le quatrième mode dépendrait principalement de la rigidité selon  $\psi$  et le cinquième mode dépendrait principalement de la rigidité selon  $\varphi$ . Le premier mode de la plateforme Init serait devenu le cinquième mode de la plateforme optimisée de l'étape 2. Le cinquième mode de la plateforme initiale serait devenu le quatrième mode de la plateforme optimisée de l'étape 2.

La fréquence du sixième mode de la plateforme Optim est 10 Hz supérieure à la plateforme Init X. Pour la plateforme Init X, ce mode correspond à un couplage entre  $\psi$  et  $\theta$ . Pour la plateforme Optim, le sixième mode dépend avant tout de la rigidité selon  $\theta$ .

		Init	Init X	Optim
Mode 1 (Hz)	Min	2,16	1,98	12,59
	Max	5,27	5,18	21,79
	Mean	4,09	3,59	18,59
Mode 2 (Hz)	Min	6,23	17,80	16,25
	Max	14,89	21,85	24,24
	Mean	11,39	20,14	20,99
Mode 3 (Hz)	Min	8,78	21,12	21,17
	Max	21,79	24,24	29,54
	Mean	18,59	20,99	24,14
Mode 4 (Hz)	Min	19,25	22,20	23,18
	Max	24,09	32,61	36,07
	Mean	21,94	25,81	32,58
Mode 5 (Hz)	Min	22,61	39,82	32,18
	Max	36,94	55,56	61,26
	Mean	27,92	48,88	44,61
Mode 6 (Hz)	Min	23,25	44,93	58,27
	Max	39,32	69,40	75,57
	Mean	29,57	54,61	66,31

TABLE 5.4 – Mode propre

La répartition des modes est différente entre les plateformes. La rigidité au niveau de la plateforme a été davantage augmentée dans la zone d'impression centrale. La rigidité en orientation de la plateforme Optim est meilleure que celle des plateformes Init et Init X. La rigidité en orientation de la plateforme Optim est supérieure à sa rigidité en translation.

### 5.2.3 L'espace d'impression

Les pourcentages des volumes de l'espace de travail et de l'espace d'impression sont indiqués dans le tableau 5.5. Le volume d'impression de la configuration Init est de  $38100 \text{ cm}^3$  (soit 3,81 % du volume de  $1 \text{ m}^3$ ). Après l'optimisation, le volume d'impression a été augmenté de 5,53 %. Le volume d'impression de la plateforme Optim est de  $84600 \text{ cm}^3$ . La configuration avec les câbles croisés Init X a le plus grand espace d'impression avec  $97900 \text{ cm}^3$ .

Le volume d'impression est relativement faible comparé au volume de l'espace de travail des configurations et l'espace d'encombrement. L'espace d'impression est principalement limité par les câbles situés en bas du robot (qui entrent en collision avec la pièce à imprimer).

	Init	Init X	Optim
Espace de travail	46,54 %	65,58 %	58,9 %
Espace d'impression	3,81 %	9,79%	8,46 %

TABLE 5.5 – Espace de travail et d'impression sur un volume de  $1 \text{ m}^3$

### 5.2.4 Simulation dynamique

Les 3 configurations sont comparées en simulation dynamique pour une trajectoire circulaire de rayon 0,1 m à une hauteur  $z = -0,2 \text{ m}$  et à une vitesse de 0,1 m/s. Cette trajectoire est comprise dans le volume d'impression des trois configurations étudiées. Le modèle dynamique est celui présenté dans la section 3.2.3. Le solveur ode15s de Matlab est utilisé pour la simulation. Nous allons observer l'erreur de suivi de trajectoire avec deux générations :

- la génération de la trajectoire seulement avec le modèle géométrique simplifié (section 3.1);
- la génération de la trajectoire avec le modèle géométrique simplifié et un algorithme de distribution des forces (figure 3.3 de la section 3.2.3).

La précharge désirée dans les câbles est commandée par l'algorithme précédemment expliqué dans la section 3.2.1. La tension minimale dans les câbles est de 1 N et la tension maximale est de 100 N.

Les figures 5.2 et 5.3 représentent l'erreur circulaire. Les figures 5.4 et 5.5 représentent l'erreur selon  $z$ . Les figures 5.6 et 5.7 représentent l'erreur en orientation. Le tableau 5.6 résume l'erreur maximale pour les deux générateurs de trajectoire.

Les erreurs en translation des trois plateformes sont équivalentes. Comme constaté précédemment, la différence est principalement sur l'erreur en orientation.

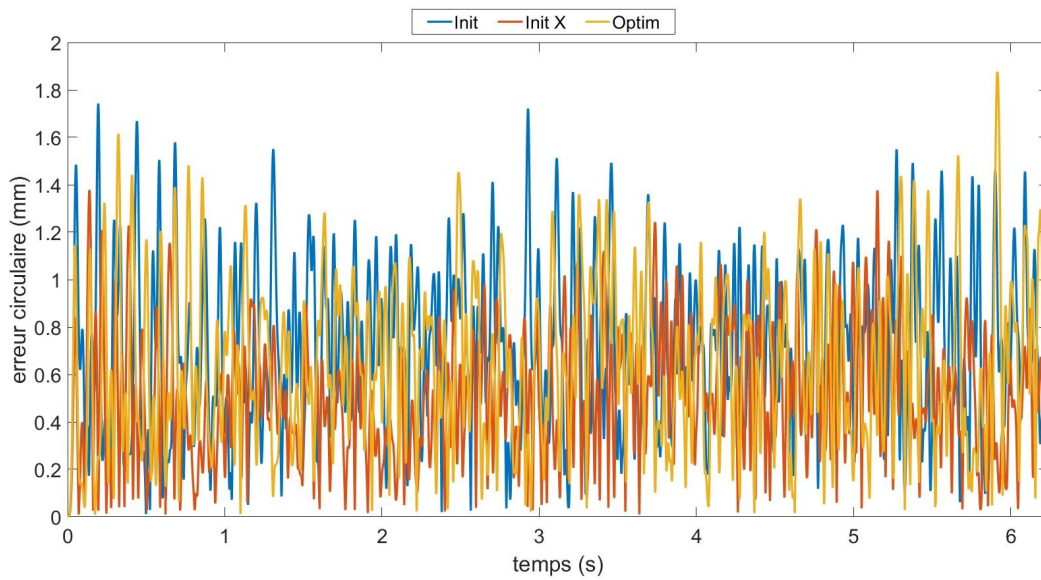


FIGURE 5.2 – Erreur circulaire sans algorithme de distributions des forces

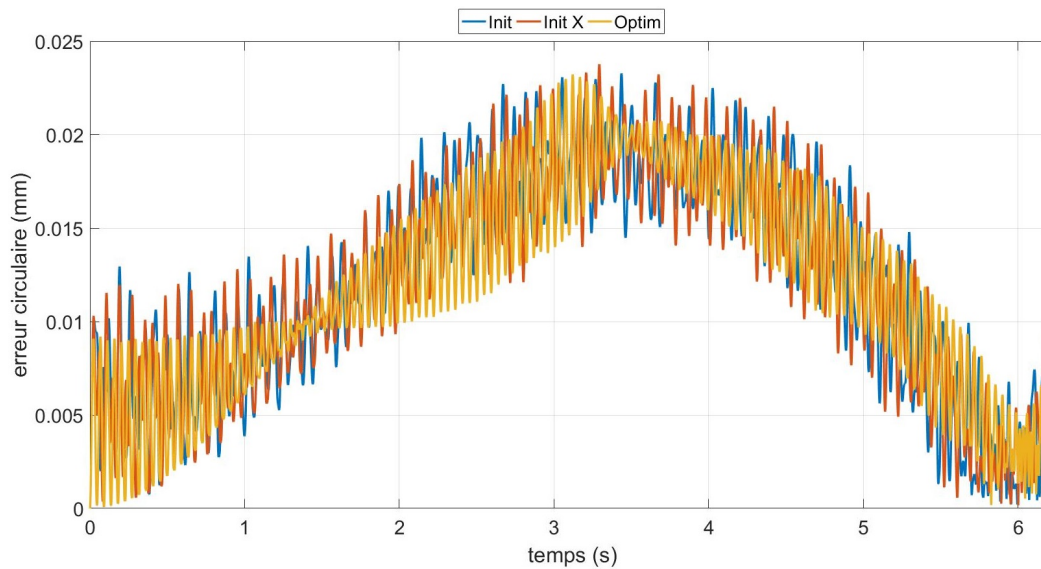


FIGURE 5.3 – Erreur circulaire avec algorithme de distributions des forces

	Sans algorithme de distribution des forces			Avec algorithme de distribution des forces		
	Init	Init X	Optim	Init	Init X	Optim
<i>Circulaire(mm)</i>	1,74	1,38	1,88	0,02	0,02	0,02
<i>x(mm)</i>	1,74	1,38	1,59	0,02	0,02	0,02
<i>y(mm)</i>	1,72	1,20	1,32	0,02	0,02	0,02
<i>z(mm)</i>	1,79	1,58	1,56	0,004	0,003	0,004
<i>ψ(deg)</i>	2,51	0,87	1,50	0,017	0,002	0,006
<i>θ(deg)</i>	2,75	0,85	0,79	0,012	0,002	0,0005
<i>φ(deg)</i>	2,98	2,47	1,15	0,019	0,018	0,003

TABLE 5.6 – Erreur maximale à vitesse lente.



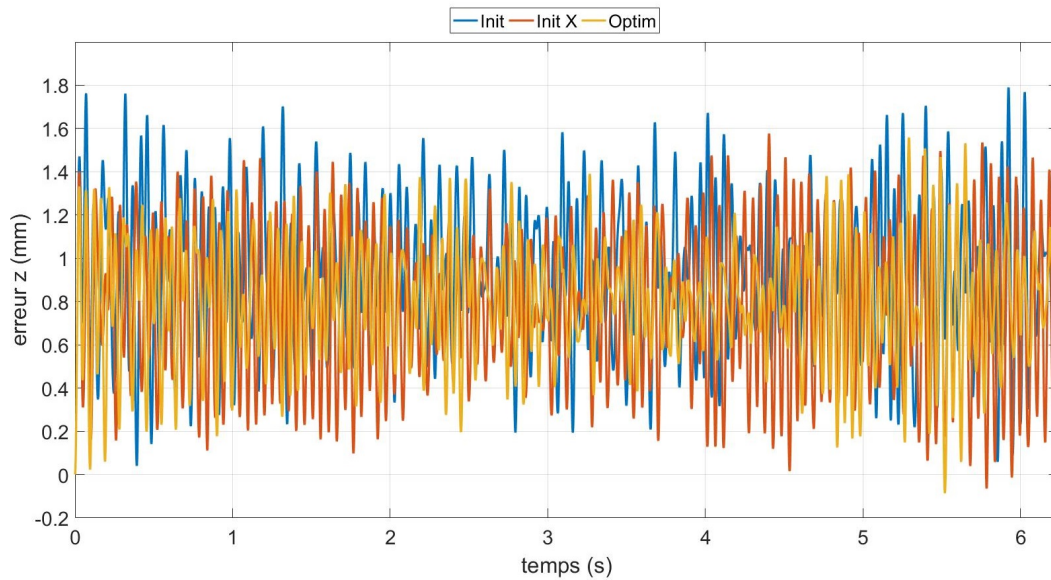


FIGURE 5.4 – Erreur d’altitude sans algorithme de distributions des forces

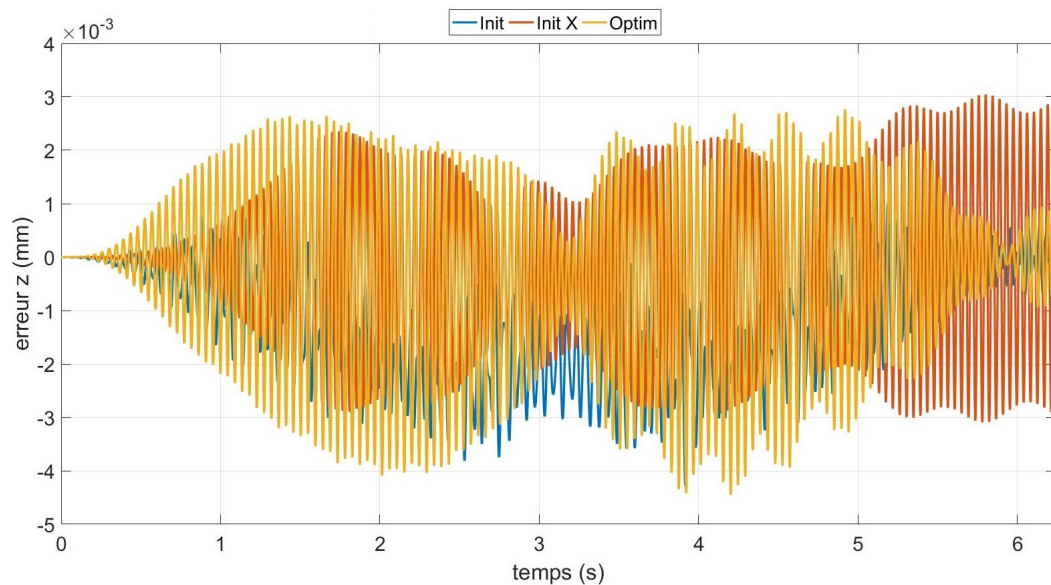


FIGURE 5.5 – Erreur d’altitude avec algorithme de distributions des forces

La plateforme Init a la plus grande erreur en orientation. La plateforme Init X a la plus faible erreur selon  $\psi$  qui correspond à sa rigidité en orientation la plus grande. La plateforme Optim a la plus faible erreur selon  $\theta$  et  $\varphi$ .

En ajoutant, l’algorithme de distribution des forces au générateur de trajectoire, l’erreur est grandement diminuée pour les 3 plateformes. Cet algorithme permet de maintenir l’ensemble des câbles tendus et diminue les amplitudes des vibrations.

L’optimisation des points d’ancrages contribue grandement à améliorer la précision du robot dans le suivi de trajectoire en particulier en orientation. Maintenir les câbles tendus en garantissant l’équilibre statique de la plateforme permet de réduire l’erreur. Pour la suite, nous allons valider expérimentalement les performances des plateformes Init X et Optim.

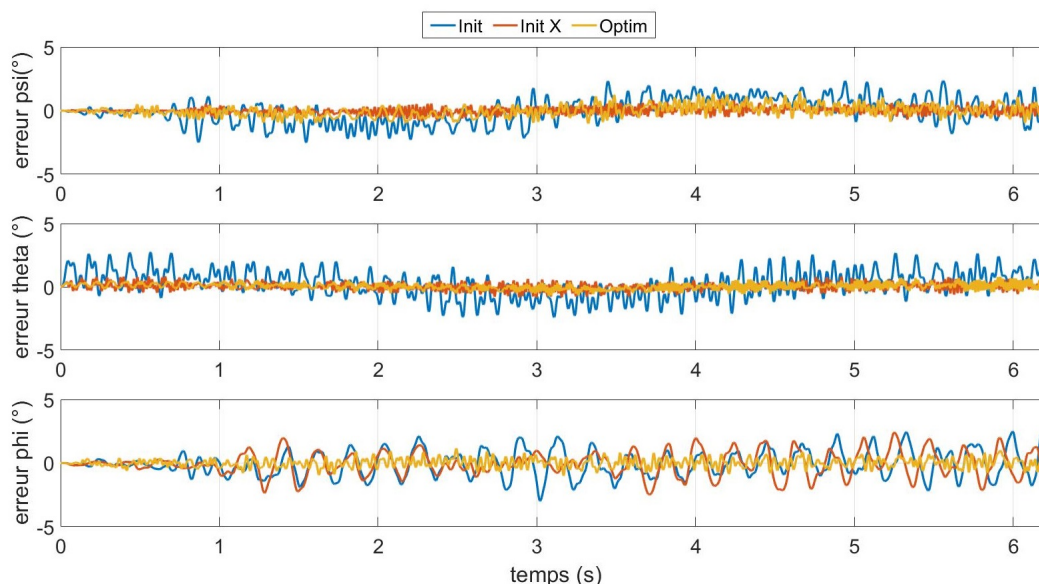


FIGURE 5.6 – Erreur en orientation sans algorithme de distributions des forces

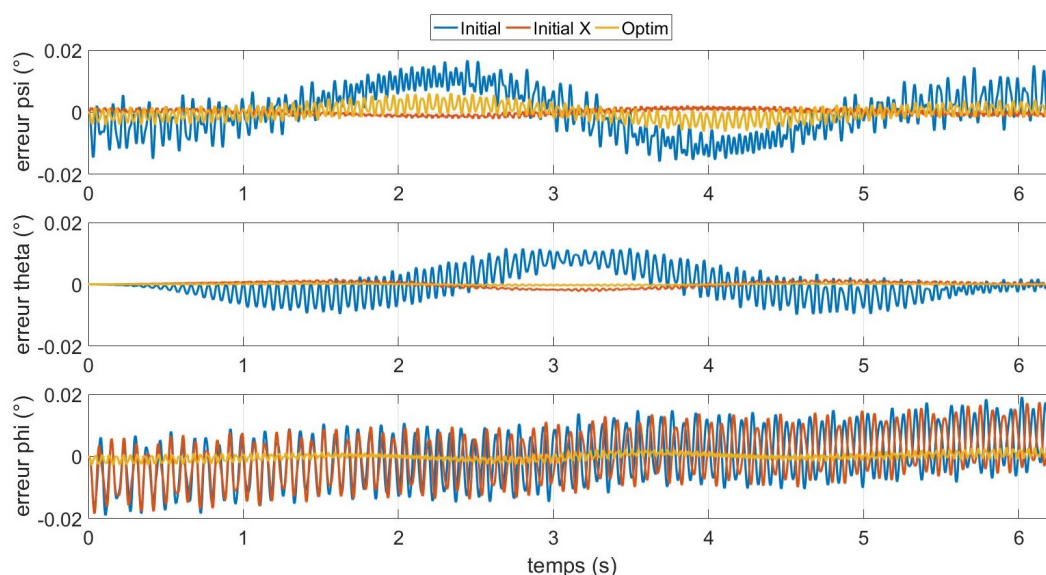


FIGURE 5.7 – Erreur en orientation avec algorithme de distributions des forces

### 5.3 Analyse de l'influence de la précharge

Pour valider le gain apporté par l'optimisation sur la rigidité, nous mesurons expérimentalement la rigidité des deux plateformes en annexe (figure B) :

- La première est la plateforme Init X ;
- La seconde est la plateforme Optim.

L'étude de la rigidité de la plateforme est la même que celle de la section 4.2.2. L'expérimentation a été réalisée avec les câbles en acier. Deux positions de plateforme ont été étudiées pour les deux plateformes :

- une position centrale ;

— une position basse.

Pour les 4 configurations, l'influence de la précharge sur les deux plateformes est d'abord analysée à partir de la matrice de rigidité  $\mathbf{K}$ . Puis, elle est comparée avec la même analyse expérimentale de la section 4.2.2.

### 5.3.1 Influence des termes de la matrice de rigidité du robot pour les deux plateformes

Comme  $\mathbf{K}$  est la somme de 3 matrices, les pourcentages d'influence sur la rigidité de chaque matrice pour les 4 configurations sont résumés dans les tableaux D.1, D.2, D.3 et D.4 en annexe D. Ces termes sont issus des termes diagonaux de la matrice  $\mathbf{K}$ .

En analysant l'influence de chaque terme de la matrice de rigidité sur la rigidité globale de la plateforme, nous constatons que les rigidités en translation pour les 4 configurations sont largement dépendantes de la rigidité intrinsèque des câbles. La précharge dans les câbles va principalement influencer la rigidité en orientation. Pour la plateforme Init X la rigidité selon  $\varphi$  est largement dépendante de la précharge des câbles, elle représente 77,2% à 94,8% de la rigidité pour la position centrale et 61,2% à 90,4% pour la position basse. Les rigidités en  $\psi$  et  $\theta$  sont moins influencées par la précharge, elles restent inférieures à 5% pour la précharge la plus élevée. Pour la plateforme Optim, l'influence de la précharge sur la rigidité en orientation est moins importante. Pour la position centrale, l'influence de la précharge sur la rigidité selon  $\psi$  passe de 3% à 14,7%, selon  $\theta$  elle passe de 1,2% à 7,1% et selon  $\varphi$  elle passe de 3,9% à 19,9%. Pour la position basse, l'influence de la précharge sur la rigidité selon  $\psi$  passe de 4,44% à 11,7%, selon  $\theta$  elle passe de 3,4% à 9,4% et selon  $\varphi$  elle passe de 4,7% à 12,9%. L'influence de la précharge sur la plateforme Optim devrait donc être moins importante que pour la plateforme Init X. C'est ce que nous allons visualiser expérimentalement dans la section suivante.

### 5.3.2 Validation expérimentale de l'optimisation

Les figures 5.8, 5.9, 5.10, 5.11, 5.12 et 5.13 représentent l'évolution de la fréquence de vibration des deux plateformes pour les 6 modes expérimentaux, avec le modèle de matrice de rigidité et avec le modèle dynamique en fonction de la précharge moyenne dans les câbles pour les 4 configurations.

Pour la plateforme Init X, le premier mode a une fréquence de 8,4 Hz avec une précharge moyenne de 15 N dans les câbles. Il augmente de 111% avec une précharge moyenne de 85 N et une fréquence de 17,6 Hz. Le premier mode correspond à une déformation en rotation autour

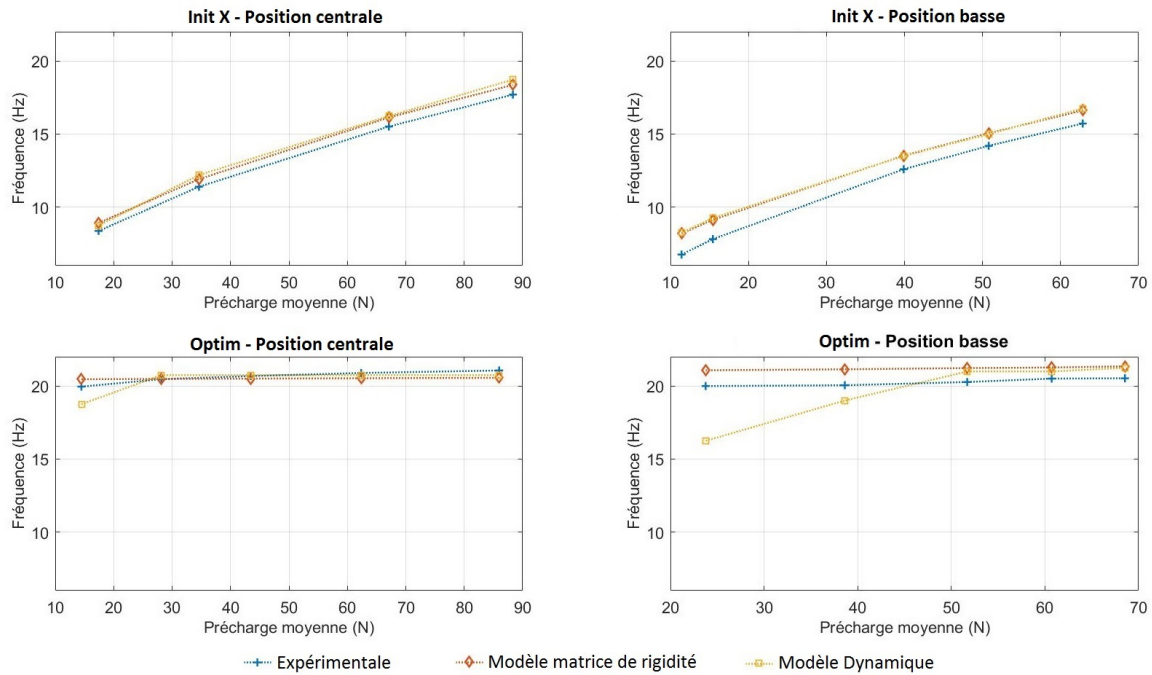


FIGURE 5.8 – Mode 1.

de l'axe vertical. Pour les autres modes, l'influence de la précharge est moins importante que le premier mode. Les fréquences ont globalement augmenté de 4,5% entre une précharge moyenne de 15 N et 85 N.

Pour la plateforme Optim, la fréquence du premier mode est à 20 Hz pour une précharge moyenne de 12,5 N dans les câbles. La fréquence du premier mode de la plateforme Optim est nettement supérieure à celle de la plateforme initiale pour une force équivalente dans les câbles. Comme prévu, la plateforme Optim a une meilleure rigidité statique que la plateforme Init X. Cependant, l'influence de la précharge dans les câbles est moins importante avec la plateforme Optim. Mais, il y a une augmentation du 5<sup>ème</sup> mode de 14,2%. La fréquence du 5<sup>ème</sup> mode est de 37,3 Hz pour une force moyenne de 12,5 N et de 42,6 Hz pour une force moyenne de 83 N. La déformée modale du 5<sup>ème</sup> mode correspond à une rotation autour de l'axe vertical. La précharge moyenne dans les câbles semble augmenter principalement la rigidité en rotation autour de l'axe vertical Z.

Les prédictions des modèles ont en majorité un écart inférieur à 4 Hz. Sauf pour la plateforme Optim et son 6<sup>ème</sup> mode de la position centrale, l'écart entre l'expérimental et les modèles est supérieur à 10 Hz. Pour Les 5<sup>ème</sup> et 6<sup>ème</sup> modes de la position basse, l'écart est supérieur à 4 Hz. Nous pouvons aussi constater que les fréquences mesurées des modes 4 à 6 pour la plateforme Optim sont plus faibles que les prédictions des modèles. Ces 3 modes sont principalement des déformés en orientation. Ces fréquences peuvent être atténuées par des frictions internes au

Le système n'est pas pris en compte dans les modèles.

La rigidité de la plateforme Init X dépend clairement des précharges des câbles. Ce type de plateforme nécessite une stratégie plus complexe pour contrôler la force dans les câbles. Il doit également utiliser des moteurs capables de fournir un couple important pour générer une précharge élevée.

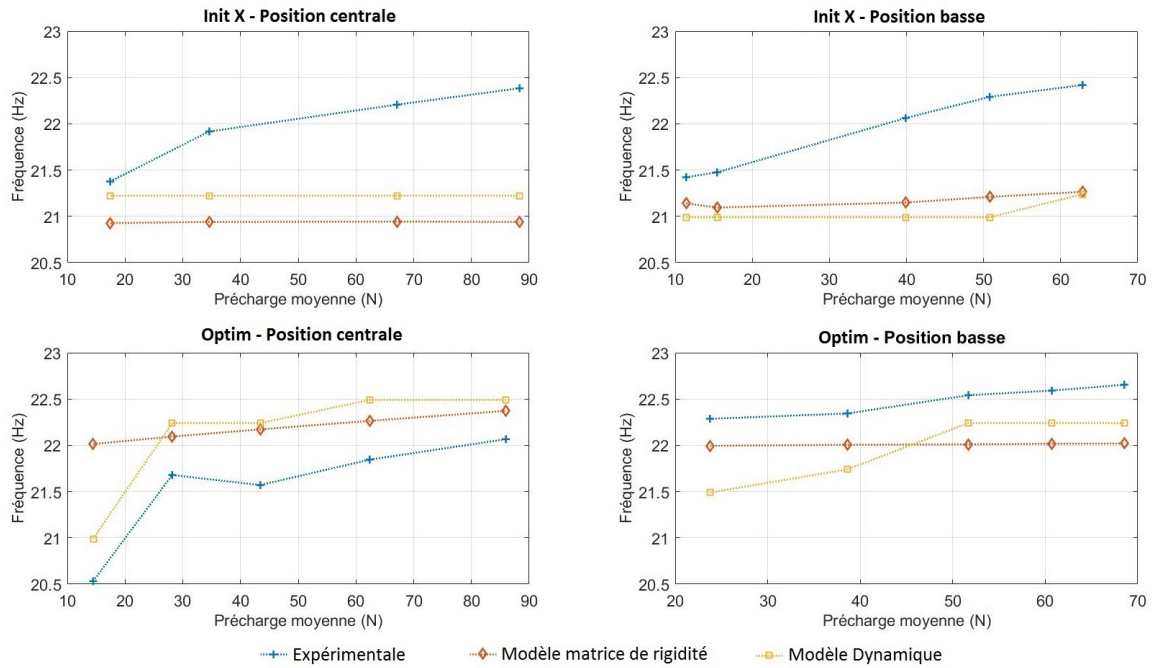


FIGURE 5.9 – Mode 2.

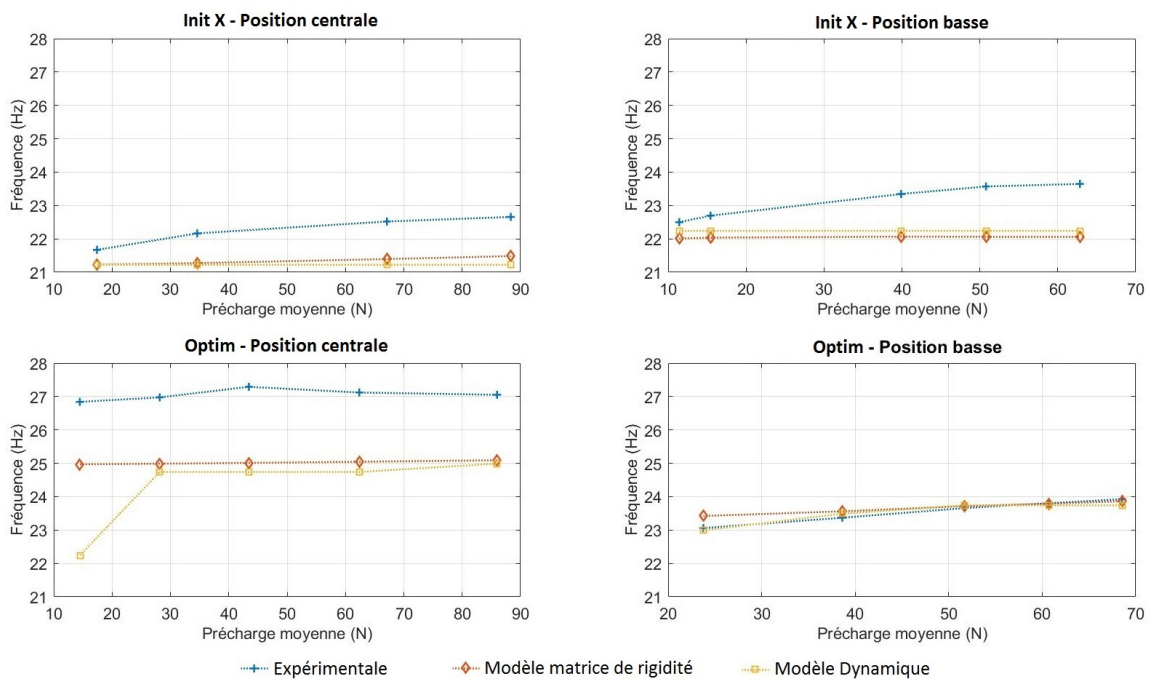


FIGURE 5.10 – Mode 3.

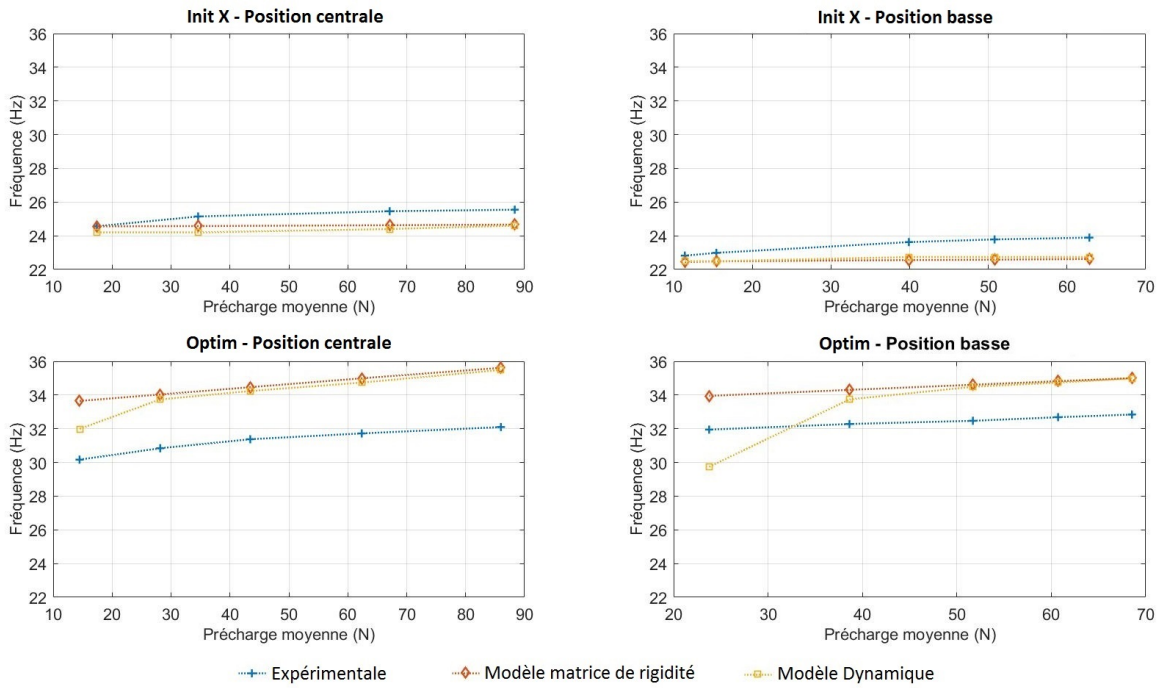


FIGURE 5.11 – Mode 4.

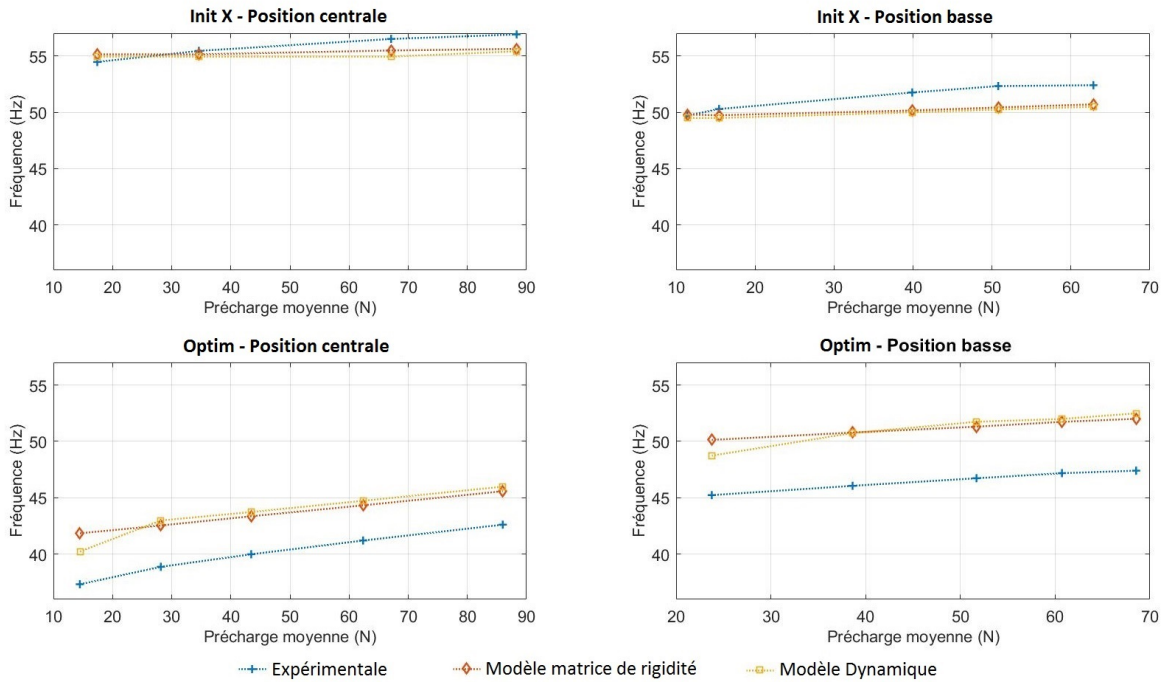


FIGURE 5.12 – Mode 5.

## 5.4 Conclusion

Un algorithme a été proposé pour optimiser la rigidité et l'espace d'impression d'un RPC totalement contraint. Il utilise les coordonnées des points d'ancrages sur la plate-forme mobile comme variables de conception. Les points optimisés d'ancrages présentent une meilleure rigidité. L'optimisation a principalement augmenté la rigidité en orientation de la plateforme. La

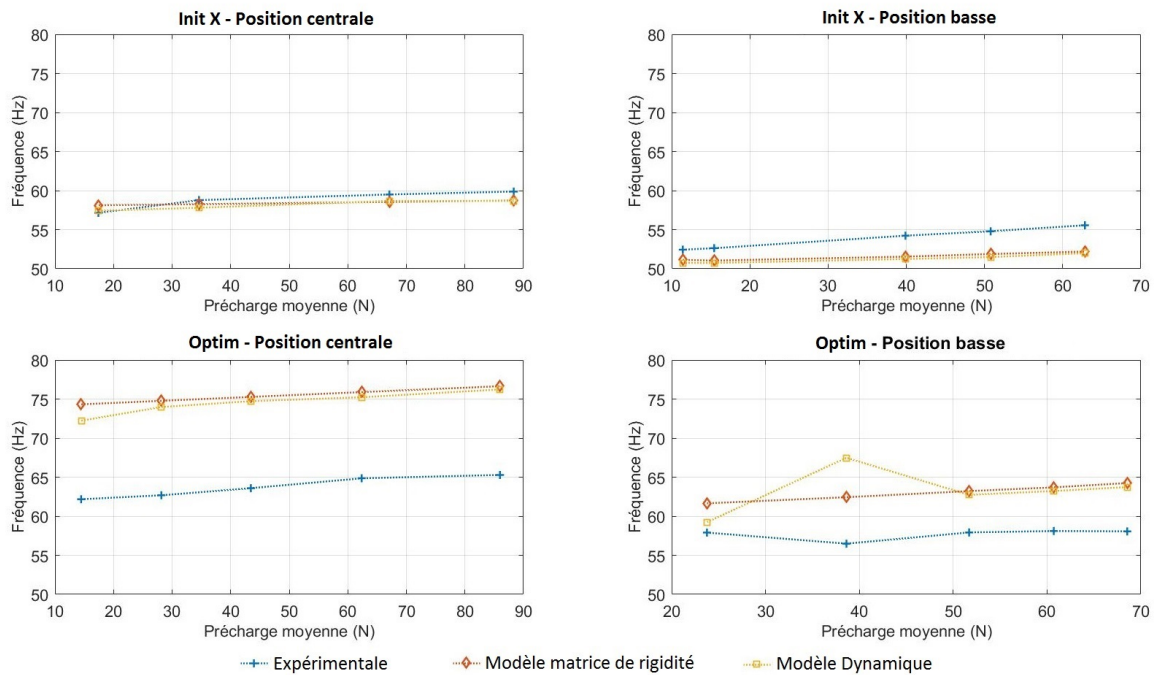


FIGURE 5.13 – Mode 6.

rigidité en translation dépend principalement de la raideur des câbles.

Une configuration avec des câbles croisés Init X permet d’améliorer la rigidité en orientation selon  $\psi$  et  $\theta$ , mais la rigidité en orientation selon  $\phi$  n’est pas améliorée. Pour la plateforme Optim, les fréquences modales liées à la rigidité en orientation sont au dessus des fréquences modales liées à la rigidité en translation. La plateforme Optim a une meilleure rigidité statique que la plateforme Init X grâce à une meilleure rigidité selon  $\phi$ .

Malgré l’optimisation, l’espace d’impression reste faible en comparaison du volume d’encombrement du robot. La taille de l’espace d’impression est principalement contraint par la configuration choisie des câbles en particulier les câbles du bas.

La plateforme optimisée contribue grandement à améliorer la précision en orientation. Mais il n’y a pas d’amélioration significative de la précision en translation en simulation.

En simulation, l’utilisation d’un algorithme de distribution des forces dans les câbles diminue grandement l’erreur de suivi de trajectoire. Théoriquement, un RPC pourrait avoir une précision proche de celle des imprimantes 3D (voir section 1.2.2). La tension dans les câbles permet d’atteindre ces précisions. Ces résultats dynamiques seront sûrement dégradés sur le robot réel. Mais il est intéressant de noter que la masse choisie pour les simulations est supérieure à celle d’une buse d’impression. Il est aussi nécessaire de mettre en place un contrôle de la précharge initiale dans les câbles pour que la génération de la trajectoire avec un algorithme de distribution des forces soit efficace.

Les résultats d'optimisation et de simulation ont été validés expérimentalement en statique. De plus, nous avons montré que les précharges des câbles ont une influence significative sur la rigidité pour les deux solutions expérimentales, en particulier sur la rigidité en rotation.

Le prochain chapitre présente la mise en œuvre du robot et les solutions technologiques choisies. Les performances dynamiques du robot seront évaluées avec les plateformes Init X et Optim.



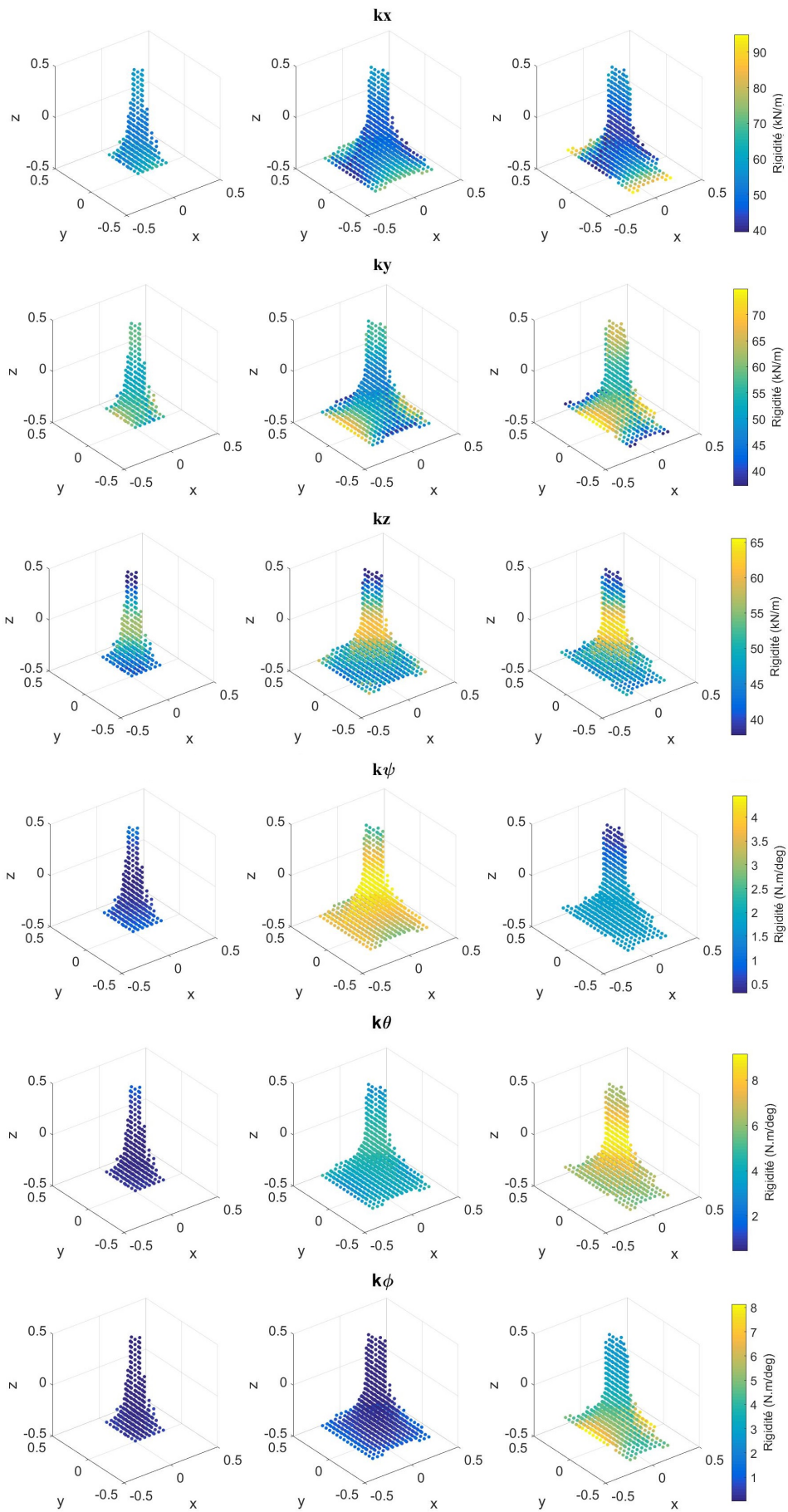


FIGURE 5.14 – Rigidité de l'espace d'impression sur les 6 ddl pour les configurations Init (gauche), Init X (centre) et Optim (droite).

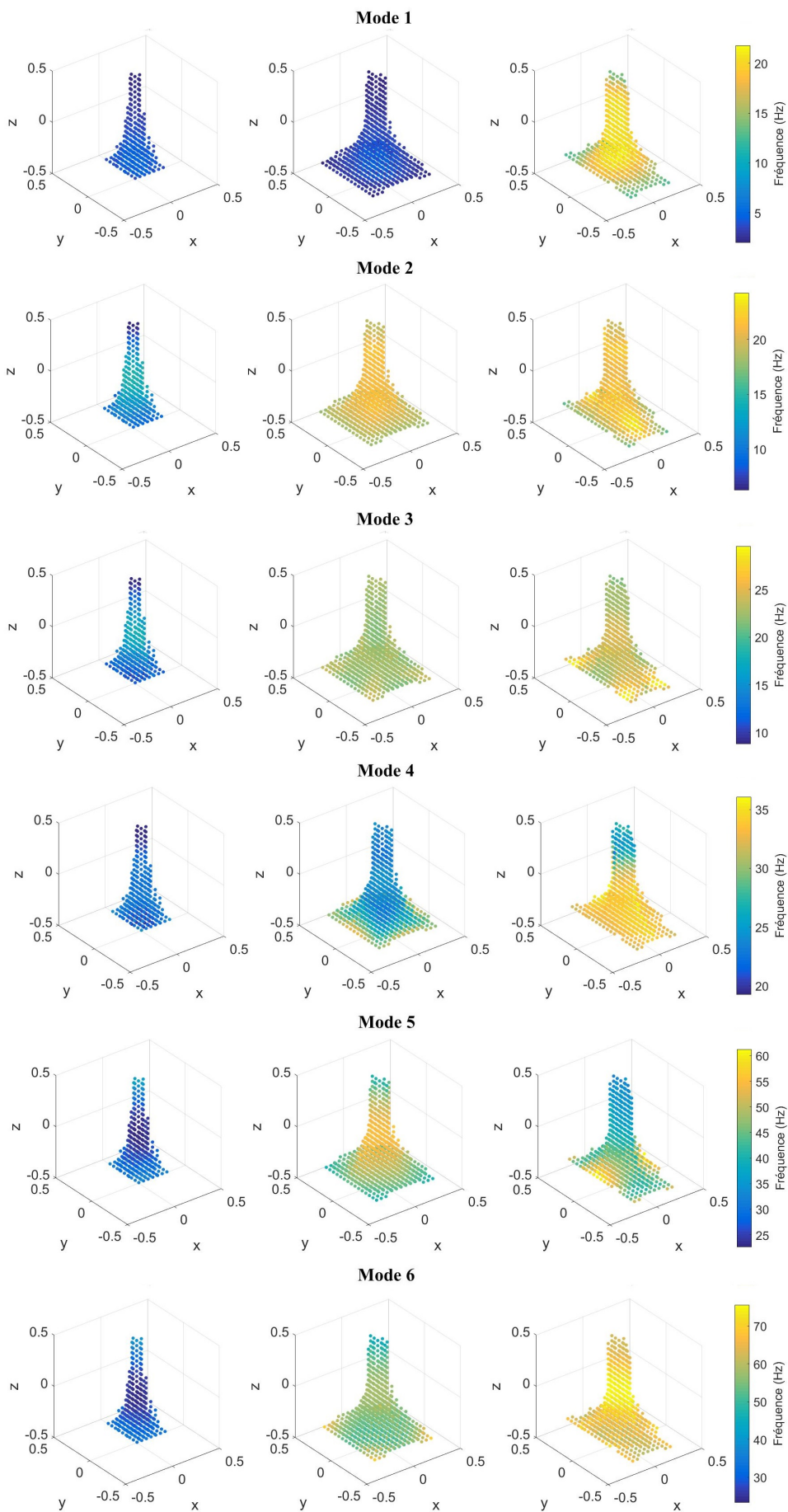


FIGURE 5.15 – Mode propre de l'espace d'impression sur les 6 ddl pour les configurations Init (gauche), Init X (centre) et Optim (droite)



# Chapitre 6

## Validation expérimentale sur un prototype de robot parallèle à câbles

Ce chapitre a pour objectif de valider les analyses théoriques conduites dans les chapitres précédents. Cette validation est réalisée sur un prototype de robot à 8 câbles que nous avons conçu et fabriqué durant cette thèse. Les observations réalisées sont préliminaires car nous n'avons pas à ce jour une méthode nous permettant de maîtriser expérimentalement la tension dans les câbles.

Ce chapitre présente dans un premier temps le prototype du robot (figure 6.1) exploité pour la validation expérimentale. Puis, l'identification géométrique du robot est présentée avec la modélisation de l'enroulement radial du câble. Enfin, les erreurs de suivi de trajectoire statique et dynamique des deux types de plateformes précédemment étudiées sont comparées. Le contrôle de l'enroulement est réalisé grâce à l'implémentation d'une loi de commande de chaque moteur en position-vitesse.

### 6.1 Présentation du robot

La conception d'un robot parallèle à câbles nécessite un travail sur la base fixe du robot et de la MPF mais aussi sur le système d'enroulement des câbles. Comme vu dans la sous-section 2.3.2, la majorité des solutions utilisées sur les RPCs enroulent le câble de manière latérale. A la connaissance de l'auteur, il n'y a pas eu de recherches sur une solution d'enroulement radial du câble pour les RPCs. Dans notre application, cette solution paraît utilisable au vu du faible diamètre du câble (0,54 mm) et de la longueur d'enroulement maximale de 1,732 m (diagonale d'un cube de 1 m<sup>3</sup>). Cette solution présente l'avantage d'être simple à concevoir. Les défauts causés par l'usinage sont principalement la circularité de l'enroulement et le battement du disque par



FIGURE 6.1 – Prototype final

rapport à son axe de rotation. Sa modélisation mécanique est plus simple car seul son inertie est pris en compte et la non utilisation de guidage supplémentaire permet un modèle géométrique simple. La variation de position du point de sortie du câble sur l'enrouleur est faible.

Cette section présente la conception mécanique des éléments du prototype, puis l'électronique et enfin la loi de commande utilisée.

### 6.1.1 Conception mécanique des éléments du prototype

La solution d'enroulement proposée est présentée sur la figure 6.2 ainsi que sur la mise en plan en annexe E. Le rayon d'enroulement est de 60 mm et la fente qui accueille le câble a une largeur de 0,6 mm. Cette solution permet de diminuer les erreurs géométriques causées par l'enroulement du câble sur le disque. En effet, pour les RPCs plus l'erreur géométrique au niveau des enrouleurs est importante, plus l'erreur géométrique au niveau de plateforme sera importante. Cette solution limite aussi les frottements liés au guidage. Le rayon a été choisi en fonction des caractéristiques du moteur et des performances souhaitées en terme de précision et d'effort. Le prototype de l'enrouleur est réalisé en deux parties. La première est une pièce usinée en aluminium. La seconde est en plexiglas découpée au laser. Le flanc transparent permet d'observer l'enroulement du câble. L'entrée du câble se fait par l'intérieur de l'enrouleur comme montré sur la figure 6.2. Le disque est directement monté sur l'arbre de sortie du moteur pour limiter les frottements par l'ajout de guidages. Les effets physiques indésirables sont principalement l'inertie du moteur et du disque et les frottements secs du moteur. La transmission entre l'enrouleur et

l'arbre moteur se fait à l'aide d'une clavette. 4 trous sur le flanc visible du disque permettent de positionner la mire du laser tracker. Par ces 4 trous, nous identifions la position de l'enrouleur sur le bâti.

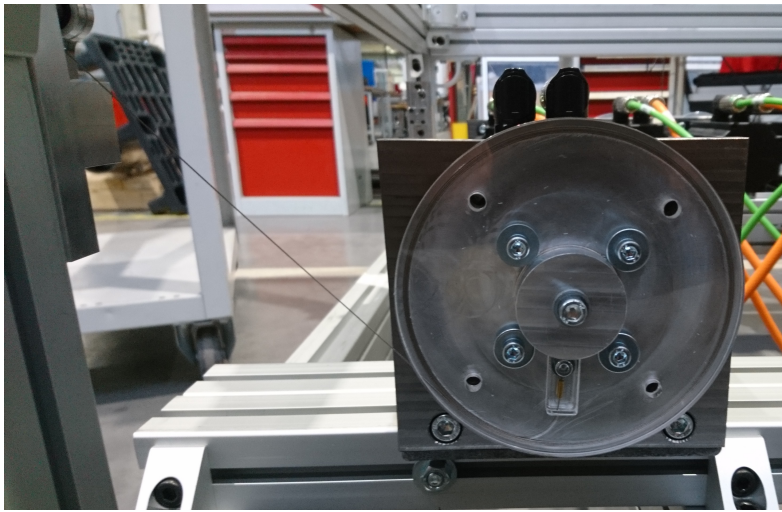


FIGURE 6.2 – Solution d'enroulement radial du câble

La géométrie de la poulie est celle présentée dans le chapitre 3.1.2 et dans l'article [Pott (2012)]. Les arbres et le support de poulie sont en acier. La poulie en contact avec le câble est en aluminium. Les arbres sont des éléments mécaniques configurables de chez Misumi [Misumi]. Les autres pièces ont été usinées. Le guidage vertical est réalisé par un palier lisse en polymères IGUS [IGUS]. La poulie présente donc une fente en semi-V (figure 6.3) réalisable par un outil de tournage traditionnel pour guider le câble.

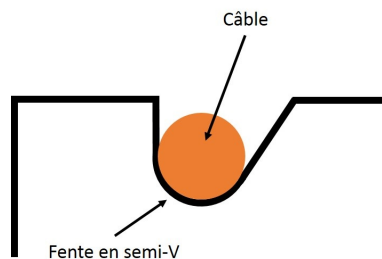


FIGURE 6.3 – Fente en semi-V des poulies intermédiaires

Le bâti du robot est réalisé en profilé aluminium de 45 mm × 45 mm et 45 mm × 90 mm Norcan [Norcan]. Les fixations des moteurs sur la structure sont des équerres en acier en deux pièces. Les fixations des éléments poulies sont en aluminium.

Les moteurs ont été choisis pour éviter l'utilisation d'un réducteur pour diminuer les frottements. Lors de l'utilisation du robot, les mouvements des moteurs seront principalement sur leur caractéristique d'utilisation lente, c'est-à-dire un couple maximal de 6 N.m et une vitesse de rotation maximale de 100 tr/min. Pour le disque de 60 mm de rayon, cela revient à une force

de traction maximale de 100 N et une vitesse d'enroulement de  $0,2\pi$  m/s (environ 0,6 m/s). Les caractéristiques du moteur sont résumées dans le tableau 6.1.

Cette conception simple permet d'identifier plus facilement les paramètres géométriques du robot. La calibration est expliquée dans la section 6.2. Le robot nécessite une armoire de commande pour contrôler et fournir la puissance aux moteurs.

### 6.1.2 L'électronique de commande

L'armoire de commande est composée d'un PC embarqué de type Beckhoff CX5140-0155 avec un processeur Intel®Atom™E3845, 1.91 GHz, 4 cœurs. La programmation s'effectue sous Twincat 3 en PLC. 4 variateurs AX5206 de Beckhoff permettent de contrôler les 8 moteurs Parker SMHA 10045065192I65S44 équipés de freins. Les caractéristiques des moteurs sont résumées dans le tableau 6.1 pour une alimentation en 400 VAC. Des capteurs absolus sont intégrés aux moteurs. Il s'agit de Codeur multi-tours SinCos Hiperface - STEGMANN SKM36S, SIL2 d'une précision de  $\pm 320$  secondes d'arc (soit environ  $\pm 0,09^\circ$ ).

Rotation lente (100 tr/min)		Nominal			Couple Max (N.m)	Inertie avec frein (kg.mm <sup>2</sup> )
Couple (N.m)	Courant (A)	Couple (N.m)	Vitesse (tr/min)	Courant (A)		
6	5,6	3,5	4500	3,3	18	440

TABLE 6.1 – Caractéristiques des moteurs.

La mise en mouvement des moteurs pour suivre une trajectoire nécessite l'implémentation d'une stratégie de commande.

### 6.1.3 Contrôle en position-vitesse-courant

Le contrôle en position/vitesse/courant est le même pour tous les moteurs. Il est représenté sur la figure 6.4. Les angles désirés  $\mathbf{q}_{des}$  et les vitesses  $\dot{\mathbf{q}}_{des}$  sont les consignes envoyées au contrôleur. Le variateur retourne la mesure des positions  $\mathbf{q}_{mes}$ , des vitesses  $\dot{\mathbf{q}}_{mes}$  et des courants  $\mathbf{i}_{mes}$ . Les tensions de sortie du contrôleur sont  $\mathbf{u}$ .

Le contrôleur en position est basé sur un gain proportionnel  $K_p$ . Le contrôle en vitesse et le contrôle du courant sont réalisés avec un correcteur de type Proportionnel-Intégral (PI) dont la fonction de transfert dans le domaine de Laplace est :

$$G(s) = K \left( 1 + \frac{1}{T \cdot s} \right) \quad (6.1)$$

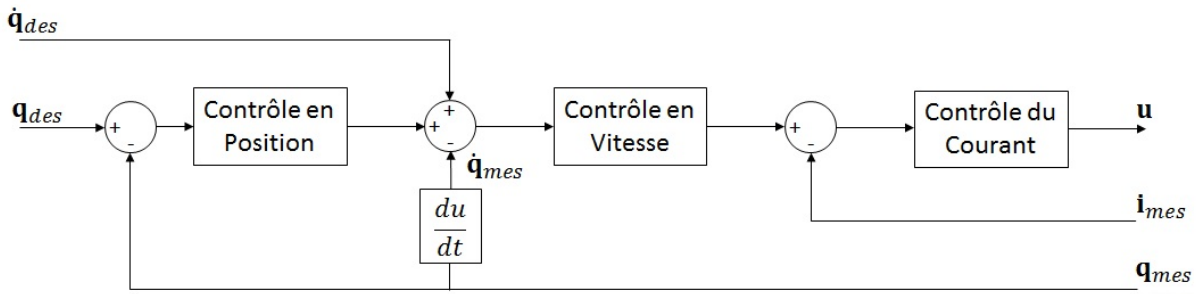


FIGURE 6.4 – Contrôle en position/vitesse/courant

Où  $K$  est le gain et  $T$  la constante de temps du correcteur PI et  $s$  est la variable de Laplace.

Le correcteur de vitesse a un gain proportionnel  $K_v$  et une constante de temps  $T_v$ . Le correcteur du courant a un gain proportionnel  $K_I$  et une constante de temps  $T_I$ . Ces gains ont été dans un premier temps réglés individuellement sur chacun des moteurs. Une fois le robot assemblé, les gains obtenus à la suite de ce premier réglage ont amplifié grandement les vibrations de la plateforme. Un second réglage a été réalisé avec le robot assemblé. La rigidité de la commande par le gain  $K_p$  a été diminuée et son amortissement par le gain  $K_v$  a été augmenté. Les valeurs des paramètres sont résumées dans le tableau 6.2.

$K_p$	$K_v$	$T_v$	$K_I$	$T_I$
$2000 \text{ min}^{-1}$	$0,480 \text{ A}/(\text{rad}/\text{s})$	$1 \text{ ms}$	$40,6 \text{ V}/\text{A}$	$0,8 \text{ ms}$

TABLE 6.2 – Paramètres du contrôleur position/vitesse/courant.

Les angles désirés des moteurs sont déterminés à l'aide d'un générateur de trajectoire et du modèle géométrique inverse du robot. La position de la plateforme est interpolée par une fonction polynomiale de degré 5 afin de maîtriser la vitesse, l'accélération et le jerk. Il peut générer une trajectoire linéaire ou circulaire. Pour la trajectoire circulaire, l'interpolation se fait sur l'angle de rotation de la trajectoire. Le générateur de trajectoire retourne la position désirée  $x_{des}$  de la plateforme en fonction du temps. La figure 6.5 résume la génération de la trajectoire articulaire des moteurs. Cette trajectoire est calculée hors-ligne.

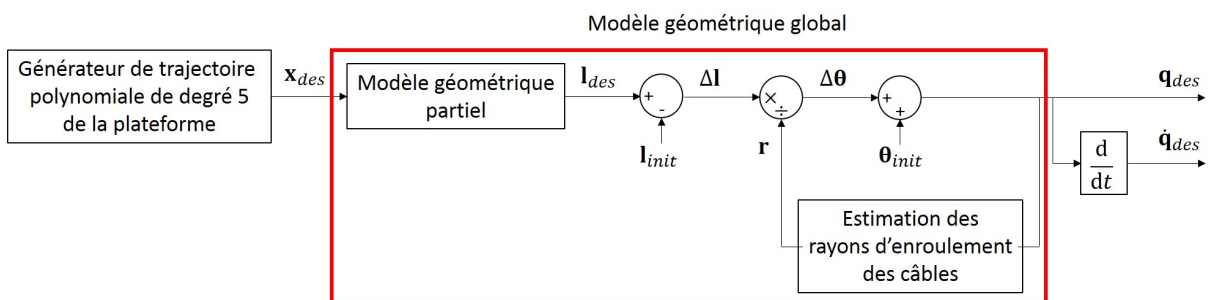


FIGURE 6.5 – Génération de la trajectoire angulaire des moteurs



Le modèle géométrique inverse est expliqué dans la section 3.1.2, il permet de déterminer les longueurs désirées des câbles  $\mathbf{l}_{des}$ . Les variations de longueur des câbles  $\Delta\mathbf{l}$  sont obtenues en soustrayant les longueurs initiales  $\mathbf{l}_{init}$ . Les longueurs initiales  $\mathbf{l}_{init}$  sont déterminées à l'aide de la position initiale de la plateforme et du modèle géométrique inverse. Les variations d'angles  $\Delta\theta$  sont calculées en divisant les variations des longueurs  $\Delta\mathbf{l}$  par les rayons d'enroulement  $\mathbf{r}$  des disques. L'algorithme de calcul des rayons des enrouleurs  $\mathbf{r}$  est présenté dans la section 6.2.3. Les positions angulaires désirées  $\mathbf{q}_{des}$  des moteurs sont obtenues en ajoutant les variations d'angles  $\Delta\theta$  et les angles initiaux des moteurs  $\theta_{init}$  obtenus à l'aide de la mesure des codeurs absolus. Les vitesses angulaires désirées des moteurs  $\dot{\mathbf{q}}_{des}$  sont calculées en dérivant les positions angulaires désirées  $\mathbf{q}_{des}$ .

La mise en œuvre du robot nécessite la mise en place d'un modèle géométrique dont les paramètres doivent être identifiés.

## 6.2 Calibration

La calibration de la géométrie du robot est réalisée à l'aide d'un laser tracker d'une précision de 21  $\mu\text{m}$  à 1 m. Six points fixes sont situés physiquement sur le bâti du robot. Ces six points sont utilisés pour établir le lien entre le référentiel de mesure lié au laser tracker et le référentiel du bâti du robot. L'identification de notre prototype consiste en la mesure de la position des poulies et des enrouleurs, notamment la détermination des points de sortie et d'entrée des câbles sur les poulies. Nous déterminerons aussi le modèle d'enroulement du câble sur le disque.

### 6.2.1 Mesure de la position des éléments

Pour identifier le modèle géométrique avec la poulie définie dans le chapitre 3.1, il est nécessaire de connaître la position du point  $P_i$  et la matrice de rotation entre le repère du robot et le repère fixe de la poulie. Lors du montage des poulies un élément vient se fixer à la poulie comme montré sur la figure 6.6 permettant de positionner la mire du laser tracker sur l'axe de rotation propre de la poulie. La rotation verticale de la poulie est réalisée manuellement. Plusieurs points formant un cercle sont mesurés à l'aide du laser tracker. Le point  $P_i$  correspond au centre du cercle et le premier axe de rotation de la poulie correspond au vecteur normal au cercle. La fonction fit de Matlab [Fit] est utilisée pour déterminer l'équation du plan et l'équation optimale du cercle passant par les points de mesures par l'algorithme de Levenberg-Marquardt. L'équation du plan permet de déterminer la matrice de rotation. L'équation du cercle permet de

déterminer la position du point  $P_i$ .



FIGURE 6.6 – Mesure de la position de la poulie

Le même principe est utilisé pour déterminer la position des enrouleurs par rapport au bâti à l'aide de 4 points de mesures. Les points de mesures sur l'enrouleur sont montrés sur la figure 6.7. Lors de la mesure, l'enrouleur est à la position  $0^\circ$  du codeur absolu. Nous pouvons donc déterminer l'origine du repère du disque par rapport au repère du robot.

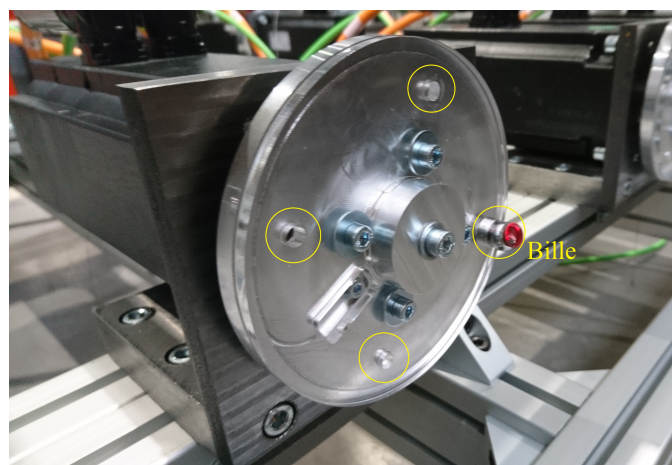


FIGURE 6.7 – Mesure de la position de l'enrouleur

Une fois la position de l'enrouleur déterminée dans le repère de mesure et donc du robot, il est nécessaire de modéliser la géométrie de l'enroulement du câble sur le disque.

## 6.2.2 Modélisation de l'enrouleur

Les notations de cette section sont les mêmes que celles utilisées dans le chapitre 3. L'enroulement du câble est radial. Le rayon d'enroulement  $r_e$  du câble varie donc en fonction de l'angle d'enroulement. La modélisation géométrique de cette partie est similaire à celle expliquée dans le chapitre 3.1.2. La poulie intermédiaire et le disque sont supposés dans le même plan. La figure 6.8 représente les deux configurations possibles d'enroulement dans le repère de la poulie  $\mathcal{R}_{P_i}$ . Le point  $B_i$  est le point de sortie du câble sur l'enrouleur. Le point  $E_i$  est le centre de l'enrouleur fixe dans  $\mathcal{R}_0$  et  $\mathcal{R}_{P_i}$ .

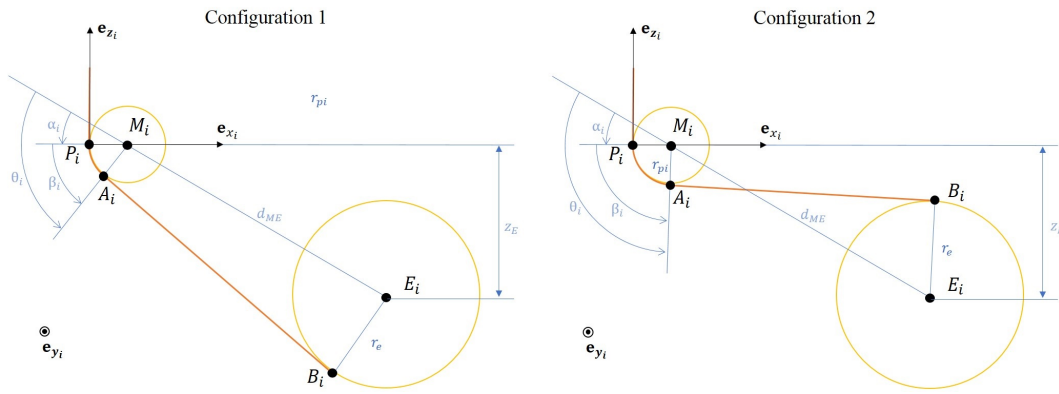


FIGURE 6.8 – Les deux configurations d'enroulement possibles

La distance  $d_{ME}$  entre les points  $M_i$  et  $E_i$  est égale à :

$$d_{ME} = \|\mathbf{m}_i \mathbf{e}_i^{P_i}\|_2 \quad (6.2)$$

En fonction de la configuration d'enroulement, l'angle d'enroulement  $\beta_i$  de la petite poulie intermédiaire peut être obtenu de deux manières (comme pour les systèmes poulie-courroie où la courroie peut être croisée). Dans le cas de la première configuration  $\beta_i$  sera égal à :

$$\beta_i = \theta_i - \alpha_i = \frac{\pi}{2} - \arcsin\left(\frac{r_{pi} + r_e}{d_{ME}}\right) - \arcsin\left(\frac{z_E}{d_{ME}}\right) \quad (6.3)$$

Dans le cas de la seconde configuration  $\beta_i$  sera égal à :

$$\beta_i = \theta_i - \alpha_i = \frac{\pi}{2} + \arcsin\left(\frac{r_{pi} + r_e}{d_{ME}}\right) - \arcsin\left(\frac{z_E}{d_{ME}}\right) \quad (6.4)$$

La position du point  $A_i$  est calculée de manière similaire à l'équation 3.11 :

$$\mathbf{p}_i \mathbf{a}_i^{P_i} = \mathbf{p}_i \mathbf{m}_i^{P_i} - \begin{bmatrix} r_{pi} \cos(\beta_i) \\ 0 \\ r_{pi} \sin(\beta_i) \end{bmatrix} \quad (6.5)$$

La position du point  $B_i$  va dépendre de la configuration. Pour la première configuration :

$$\mathbf{p}_i \mathbf{b}_i^{P_i} = \mathbf{p}_i \mathbf{e}_i^{P_i} - \begin{bmatrix} r_e \cos(\beta_i) \\ 0 \\ r_e \sin(\beta_i) \end{bmatrix} \quad (6.6)$$

Et pour la seconde configuration :

$$\mathbf{p}_i \mathbf{b}_i^{P_i} = \mathbf{p}_i \mathbf{e}_i^{P_i} + \begin{bmatrix} r_e \cos(\beta_i) \\ 0 \\ r_e \sin(\beta_i) \end{bmatrix} \quad (6.7)$$

La longueur du câble au niveau de l'enrouleur peut être calculée avec l'équation 3.14. Cette longueur dépend du rayon d'enroulement du câble qui fait varier la position du point  $B_i$ . Le rayon est donc déterminé avec l'identification géométrique suivante.

### 6.2.3 Identification géométrique de l'enroulement du câble

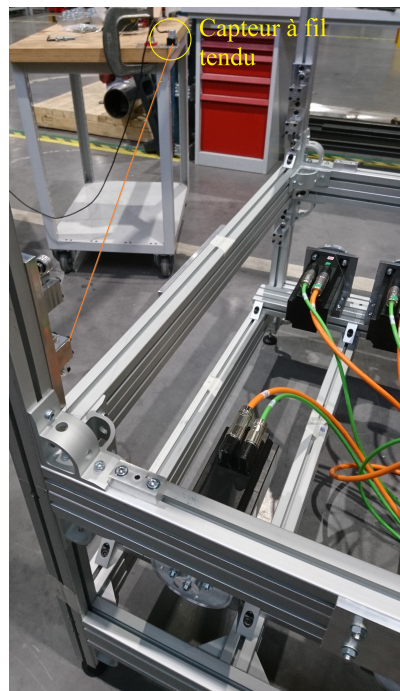


FIGURE 6.9 – Mesure de la longueur du câble sortie en fonction de l'angle du moteur

Pour identifier le modèle de variation du rayon d'enroulement du câble, une caractérisation expérimentale de l'enroulement est mise en place. Pour chacun des enrouleurs du robot, la longueur enroulée sur le disque est mesurée. Un capteur de déplacement à fil tendu Micro-Epsilon WPS-750-MK30-E d'une résolution de 0,15 mm est utilisé pour mesurer la longueur de câble sortie en fonction de la position du moteur. La course du capteur étant de 750 mm, l'enroulement est divisé en 3 phases 0°-500°, 500°-1000° et 1000°-1500°. Le moteur s'arrête tous les 5°. A chaque pas la mesure de longueur du capteur à fil est prise. Trois séquences d'enroulement et déroulement sont répétées. Le dispositif expérimental est montré sur la figure 6.9.

Dans un premier temps, nous considérons que l'enroulement du câble est linéaire, c'est à dire que la relation entre l'angle du moteur  $\theta_{enroulement}$  et la longueur sortie  $l_{enroulement}$  est la suivante :

$$l_{enroulement} = r_e \theta_{enroulement} \quad (6.8)$$

Où  $r_e$  est le rayon d'enroulement du câble et l'angle du moteur  $\theta_{enroulement}$  est exprimé en radian.

Pour chaque pas de 5°, il est possible de calculer le rayon  $r_e$  en fonction de la longueur de câble sortie  $l_{enroulement}$  mesurée à l'aide du capteur à fil. La variation du rayon en fonction de l'angle du moteur est représentée sur la figure 6.10. Les valeurs expérimentales sont représentées en rouge. Les données oscillent principalement à cause de la résolution du capteur à fil. Pour les enrouleurs 1 à 4, la longueur de câble déployé est plus importante que les enrouleurs 5 à 8 en raison de la position basse des enrouleurs et la position haute des poulies intermédiaires sur le bâti. Pour ces 4 enrouleurs, le câble vibre plus et provoque une dispersion plus importante des mesures. Nous constatons que le rayon augmente tous les 360°. Le décalage se produit lorsque le câble se superpose au niveau du point d'entrée de l'ancrage du câble de l'enrouleur. L'angle de décalage est différent pour chacun des enrouleurs, il dépend de la position des moteurs et de la valeur 0 des codeurs absolus. L'enroulement du câble s'effectue par couches de rayon constant qui se décale tous les 360°.

Dans notre modélisation, le rayon de la couche 0 correspond à 60 mm plus le rayon du câble (0,27 mm). Le décalage théorique entre les couches est de 0,54 mm. Le rayon théorique est représenté sur la figure 6.10 par les lignes bleues. Le tableau 6.3 résume les rayons d'enroulement pour chacun des moteurs obtenus expérimentalement. La différence entre les rayons des différentes couches théoriques et expérimentales est inférieure à 0,1 mm. Les rayons sont calculés sur une plage de 360°.

L'angle où le décalage se produit est déterminé sur le modèle CAO des enrouleurs. Pour éviter que le changement de rayon soit trop brusque pour la commande, le décalage de rayon

s'effectue linéairement sur une plage de  $8,76^\circ$ . Les angles du début du décalage  $\theta_{decalage,debut}$  et de fin du décalage  $\theta_{decalage,fin}$  sont inscrits dans le tableau 6.4. L'algorithme de calcul du rayon d'enroulement en fonction de l'angle de l'enrouleur est le suivant :

```

input :  $\theta_{enroulement}, \theta_{decalage,debut}, \theta_{decalage,fin}, n, nb_{cables}$ 
output :  $r_e$ 
1 for  $i = 1$  to  $nb_{cables}$  do
2   if  $\theta_{enroulement}(i) \leq \theta_{decalage,debut}(i) + 2\pi n$  then
3      $r_e(i) = r_{init} + d_{cable}n$ ;
4   else if  $\theta_{decalage,debut}(i) + 2\pi n \leq \theta_{enroulement}(i) \leq \theta_{decalage,fin}(i) + 2\pi n$  then
5      $r_e(i) =$ 
       
$$\frac{d_{cable}}{\theta_{decalage,fin}(i) - \theta_{decalage,debut}(i)} (\theta_{enroulement} - (\theta_{decalage,debut}(i) + 2\pi n)) + r_{init} + d_{cable}n$$

6 end

```

**Algorithme 3** : Algorithme de calcul du rayon d'enroulement

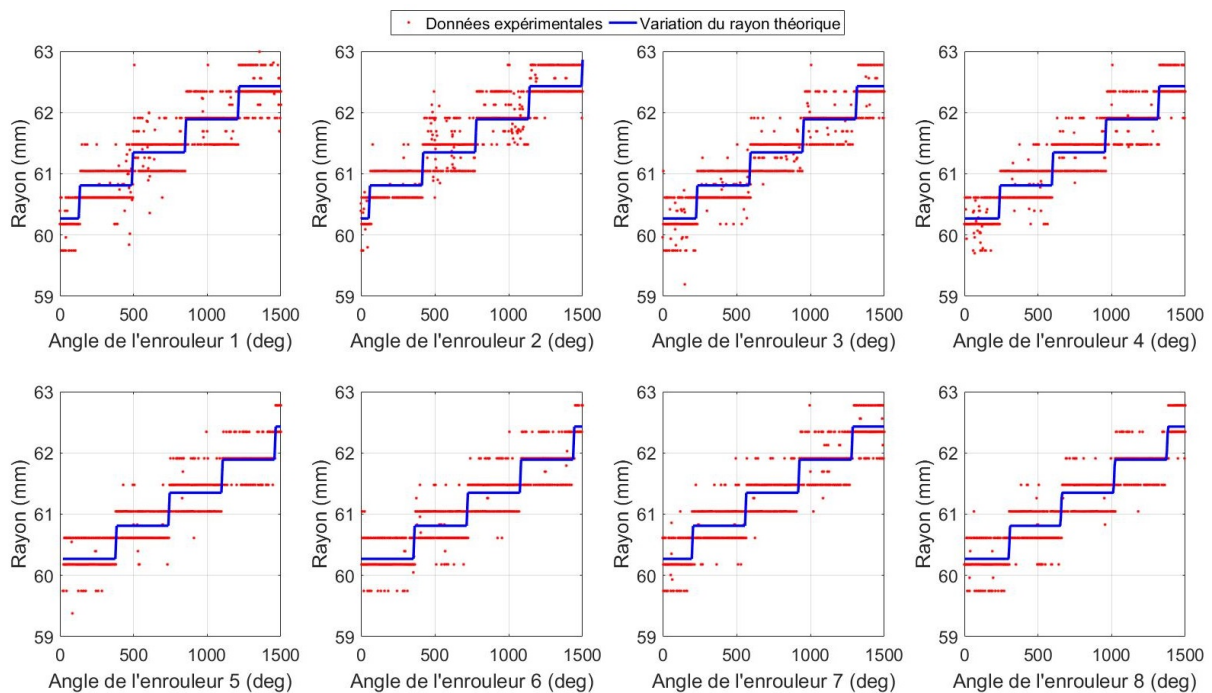


FIGURE 6.10 – Variation du rayon d'enroulement en fonction de l'angle de l'enrouleur

La variation de la longueur du câble en fonction de l'angle du moteur n'est donc pas linéaire du fait de la superposition du câble sur le disque. Cette superposition entraîne une augmentation du rayon tous les  $360^\circ$ . Le modèle géométrique considère cette variation pour le calcul des trajectoires du robot.

La calibration et le modèle géométrique sont pris en compte pour générer la trajectoire du robot. La prochaine section montrera l'erreur géométrique de la plateforme mobile pour la consigne articulaire des moteurs.

$n$	Couche 0	Couche 1	Couche 2	Couche 3	Couche 4
Théorique	60,27	60,81	61,35	61,89	62,43
Enrouleur 1	60,21	60,80	61,29	61,85	62,41
Enrouleur 2	60,26	60,90	61,42	61,98	62,51
Enrouleur 3	60,25	60,81	61,32	61,84	62,42
Enrouleur 4	60,25	60,84	61,35	61,88	62,46
Enrouleur 5	60,28	60,82	61,38	61,90	62,59
Enrouleur 6	60,25	60,79	61,36	61,87	62,47
Enrouleur 7	60,26	60,83	61,33	61,84	62,40
Enrouleur 8	60,23	60,79	61,34	61,85	62,48

TABLE 6.3 – Rayons d’enroulement expérimentaux moyens et théoriques en mm.

Enrouleur	1	2	3	4	5	6	7	8
$\theta_{decalage,debut}$ (deg)	136,58	61,75	234,92	242,91	385,11	363,99	206,10	301,61
$\theta_{decalage,fin}$ (deg)	145,34	70,5	243,68	251,67	393,87	372,75	214,86	310,37

TABLE 6.4 – Angle de décalage entre les couches.

### 6.3 Performances dynamiques des plateformes Init X et Optim

Afin d’observer les gains en terme de performances dynamiques avec une plateforme optimisant la rigidité du robot, les deux plateformes (Init X et Optim) précédemment introduites sont étudiées (annexe B). Pour l’assemblage de la plateforme au robot, elle est dans un premier temps fixée au bâti par l’intermédiaire de profilés. Le routage des câbles par les poulies intermédiaires de la plateforme jusqu’à l’enrouleur est réalisé. Pour fixer le câble au disque, le flanc en plexiglas est retiré. L’angle des enrouleurs est à  $0^\circ$ . Le câble est ensuite positionné sur sa couche 0 et attaché à l’enrouleur par une vis. Le flanc transparent est repositionné. Les câbles sont ensuite tendus en enroulant les câbles sur les disques. La plateforme est ensuite détachée du profilé. La position de la plateforme est ensuite mesurée avec le laser tracker. Le laser tracker permet de déterminer la position et l’orientation initiale de la plateforme. Pour la plateforme Optim, les points d’ancrages sont dans le même plan, seuls 3 points de mesures sont nécessaires pour mesurer la pose initiale. Pour la plateforme Init X, les points d’ancrages sont dans deux plans qui nécessitent 6 points de mesures. Ces plans ne sont en réalité pas parallèles et leurs positions et orientations dans le repère de la MPF sont incertaines. Mesurer la position de ces deux plans permet de réduire l’erreur géométrique de celle-ci. A l’aide du contrôleur, la plateforme est ensuite déplacée à la position initiale de la trajectoire, c’est à dire (0,1 m 0 m -0,2 m). L’origine du bâti est situé au centre de l’espace de travail. Le temps d’installation et de changement de plateforme est d’environ 4 heures.

La trajectoire de test est la même trajectoire circulaire de rayon 0,1 m et placée à une hauteur de -0,2 m introduite lors de la simulation dynamique de la section 5.2.4. Le temps de la trajectoire est de 6,28 s ( $2\pi$ ). Les plateformes sont déplacées à l'aide du contrôle en position (voir section 6.1.3) sans contrôle de la tension dans les câbles. La position de la plateforme est mesurée à l'aide du laser tracker avec une fréquence d'acquisition de 200 Hz. Le long de la trajectoire seule la position cartésienne (x,y,z) de la bille est mesurée. Pour mesurer la déformée de la structure pendant le mouvement, la bille du laser tracker est déplacée aux différents points de la plateforme et la trajectoire est répétée. Les positions des mires sur les deux plateformes sont visibles sur les figure 6.11 et 6.12. 5 points sont mesurés pour la plateforme Init X et 4 points sont mesurés pour la plateforme Optim.

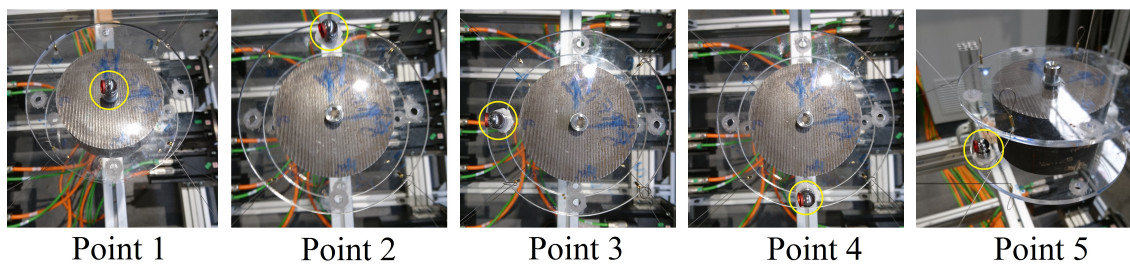


FIGURE 6.11 – Position de la mire du laser sur la plateforme Init X

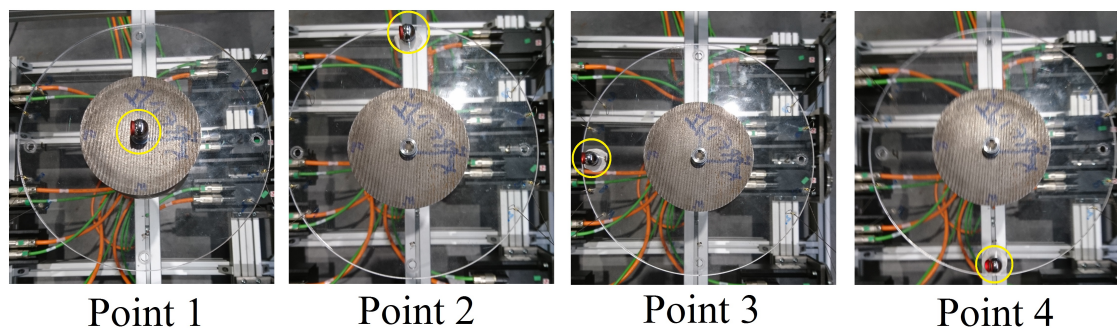


FIGURE 6.12 – Position de la mire du laser sur la plateforme Optim

### 6.3.1 Respect de l'équilibre statique

En complément, l'influence de la précharge initiale dans les câbles est analysée pour les deux plateformes. Trois niveaux de précharge sont étudiés et résumés dans le tableau 6.5. Ces précharges initiales sont mises en place à l'aide des couples moteurs. Elles ont été choisies empiriquement en incrémentant les angles des moteurs. La position de la plateforme est alors naturellement faiblement modifiée. La position initiale de la plateforme est mesurée de nouveau avec le laser tracker pour chaque nouvelle précharge. Les forces initiales dans les câbles sont



estimées par la mesure du couple moteur divisé par le rayon théorique du modèle géométrique de l'enrouleur.

	Init X			Optim		
	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3
câble 1	12,55	14,27	18,99	17,61	20,60	22,68
câble 2	16,41	18,04	22,22	15,57	17,42	22,37
câble 3	10,65	12,49	15,02	14,91	17,90	18,48
câble 4	14,41	14,87	19,13	12,80	13,03	16,71
câble 5	5,44	7,75	15,34	11,20	14,54	19,83
câble 6	11,15	14,14	20,59	13,57	17,94	23,24
câble 7	2,05	4,12	9,53	6,08	8,50	12,64
câble 8	6,75	8,24	12,62	6,17	9,39	12,39

TABLE 6.5 – Niveaux de précharges initiales en N dans les câbles estimées à l'aide du couple moteur.

Dans un premier temps, nous allons déterminer la fiabilité du calcul de la force dans les câbles à partir du couple moteur. Pour cela, nous vérifions si l'équation d'équilibre statique (équation 3.17) de la plateforme est vérifiée avec les forces des câbles estimés (tableau 6.5). Le tableau 6.6 résume la force des câbles projetée dans le repère du robot.

		$F_x$ (N)	$F_y$ (N)	$F_z$ (N)	$M_x$ (N.m)	$M_y$ (N.m)	$M_z$ (N.m)
Init X	Théorique	0	0	25,49	0	0	0
	Niveau 1	-0,04	1,35	27,94	-0,04	0,12	-0,01
	Niveau 2	0,37	2,72	27,74	-0,04	0,14	-0,01
	Niveau 3	0,67	1,49	27,63	-0,12	0,19	-0,04
Optim	Théorique	0	0	25,16	0	0	0
	Niveau 1	0,59	1,62	28,10	-0,05	0,15	0,02
	Niveau 2	0,48	2,56	27,74	0,01	0,17	0,08
	Niveau 3	1,08	3,27	27,71	0,00	0,18	0,15

TABLE 6.6 – Somme de la force dans les câbles projetée dans le repère du robot.

Nous constatons que la force est principalement selon  $F_z$  pour équilibrer le poids de la plateforme. La force expérimentale estimée selon  $F_z$  est environ 2,5 N au dessus de la force théorique pour les 6 niveaux. Cet écart peut être dû à une légère surestimation du couple. Des forces faibles selon  $F_x$  et  $F_y$  sont aussi présentes. La somme des moments des câbles est presque nulle.

En plus de l'erreur de mesure du couple moteur, l'accumulation de petits erreurs géométriques peuvent suffire à expliquer cette différence comme par exemple :

- erreur de position du centre de gravité de la plateforme ;
- erreur d'identification de la direction réelle des câbles ;
- erreur d'identification des points d'ancrages ;

- droite du câble non dans le plan de rotation de la poulie intermédiaire ;
- erreur d'estimation du rayon de l'enrouleur.

Malgré ces erreurs, l'estimation de la force dans les câbles par le couple est une solution viable pour calculer les efforts statiques des câbles avant le début de la trajectoire.

### 6.3.2 Erreur dynamique

L'erreur dynamique est observable avec les mesures du laser tracker. Les diagrammes d'amplitude des transformées de Fourier des erreurs en  $x$ ,  $y$  et  $z$  de la trajectoire sont montrés sur les figures 6.17, 6.18, 6.19, 6.20, 6.21, 6.23, 6.24, 6.25 et 6.26 en différents points des deux plateformes pour la trajectoire circulaire de 0,1 m/s. Les résultats simulés avec les différentes précharges au démarrage de la simulation sont aussi visibles sur les figures 6.22 et 6.27.

Pour la plateforme Init X, les amplitudes des oscillations les plus grandes correspondent au premier mode vibratoire, elles sont supérieures à 0,2 mm pour le premier niveau de précharge. Les amplitudes des oscillations du premier mode descendent sous 0,1 mm en augmentant la précharge. Comme vu précédemment dans la section 5.3.2, l'augmentation de la précharge augmente la fréquence du premier mode. Elle passe de 5,4 Hz à 7 Hz entre le premier niveau et le troisième niveau de précharge. La déformée de ce premier mode est une rotation de la plateforme selon l'axe vertical  $z$ . Les amplitudes des oscillations sont plus faibles et elles restent inférieures à 20  $\mu\text{m}$  (sous la précision du laser tracker). Seules les amplitudes de vibration en translation selon  $z$  semblent augmenter avec la précharge. Au niveau 3 de précharge, ces amplitudes sont supérieures à 40  $\mu\text{m}$ . La fréquence de cette déformée augmente aussi, en passant de 16 Hz à 17 Hz.

Pour la plateforme Optim, les amplitudes des oscillations restent inférieures à 25  $\mu\text{m}$ . La majorité des oscillations des différents modes est inférieure à 20  $\mu\text{m}$  (sous la précision du laser tracker). La fréquence de vibration du premier mode est à 11 Hz. La fréquence de vibration du premier mode de la plateforme Optim est donc supérieure à celle de la plateforme Init X comme vu dans la section 5.3.2. Les amplitudes des oscillations en rotation selon  $z$  de la plateforme Optim sont donc inférieures aux amplitudes en rotation selon  $z$  de la plateforme Init X.

Pour la simulation, l'ensemble de la longueur du câble de l'enrouleur jusqu'à la plateforme est prise en compte dans le calcul de la rigidité du câble. Les fréquences des simulations sont proches des résultats expérimentaux pour les deux plateformes. La prédiction des amplitudes des oscillations en simulation n'est pas précise. Ces amplitudes vont dépendre de la tension dans les câbles le long de la trajectoire. Les amplitudes sont plus faibles expérimentalement qu'en

simulation, mais elles sont du même ordre de grandeur. Cela peut être causé par l'amortissement des câbles et des moteurs non pris en compte dans la simulation.

### 6.3.3 Erreur géométrique sans considérer la déformation élastique du câble

Dans cette analyse, seule l'erreur géométrique du point 1 des deux plateformes est analysée. Le point 1 de la plateforme Init X est 3 mm plus haut que le point 1 de la plateforme Optim. Les positions de ces points sur les plateformes sont donc proches. Nous ne considérons pas le retard temporel entre la trajectoire désirée et la trajectoire expérimentale. La figure 6.13 montre l'erreur de hauteur et l'erreur circulaire de la plateforme Init X. La figure 6.14 montre l'erreur de hauteur et l'erreur circulaire de la plateforme Optim. Les erreurs minimales, maximales et quadratiques moyennes sont résumées dans le tableau 6.7.

		Circulaire ( $\mu\text{m}$ )			Hauteur ( $\mu\text{m}$ )		
		Min	Max	EQM	Min	Max	EQM
Init X	Niveau 1	-248	680	235	-104	100	27
	Niveau 2	-229	535	202	-135	85	40
	Niveau 3	-103	847	290	-167	89	61
Optim	Niveau 1	-1097	110	461	-150	87	61
	Niveau 2	-1727	135	788	-167	74	65
	Niveau 3	-1400	190	611	-165	63	69

TABLE 6.7 – Erreur circulaire et de hauteur pour les deux plateformes et les 3 niveaux de précharges aux points 1

L'erreur géométrique circulaire de la plateforme Init X est inférieure à celle de la plateforme Optim. L'erreur d'altitude est inférieure à 0,2 mm pour les deux plateformes. L'erreur circulaire de la plateforme Init X est inférieure à 1 mm. Elle est comprise entre 1 mm et 2 mm pour la plateforme Optim avec des niveaux de précharge dans les câbles légèrement supérieurs.

Pour la plateforme Init X, l'erreur de hauteur augmente avec la précharge. Elle est due à l'augmentation de l'erreur dynamique comme vu dans la section précédente. Au niveau 3 de précharge, l'erreur quadratique moyenne (EQM) selon  $z$  est de 61  $\mu\text{m}$ . L'augmentation de la précharge modifie l'erreur géométrique circulaire de la plateforme, le centre de rotation est modifié. Cette différence de centre de rotation entre les niveaux de précharges est compréhensible car le modèle géométrique de la commande ne considère pas la déformation des câbles par la précharge. L'erreur maximale circulaire est inférieure à 1 mm et l'EQM circulaire est inférieure à 0,3 mm.

Sur les courbes, nous pouvons distinguer un décalage de l'erreur à 2 s et 3,3 s pour l'erreur de hauteur, soit aux alentours de 70° et 200,5° sur l'erreur circulaire. Ce décalage est dû à un

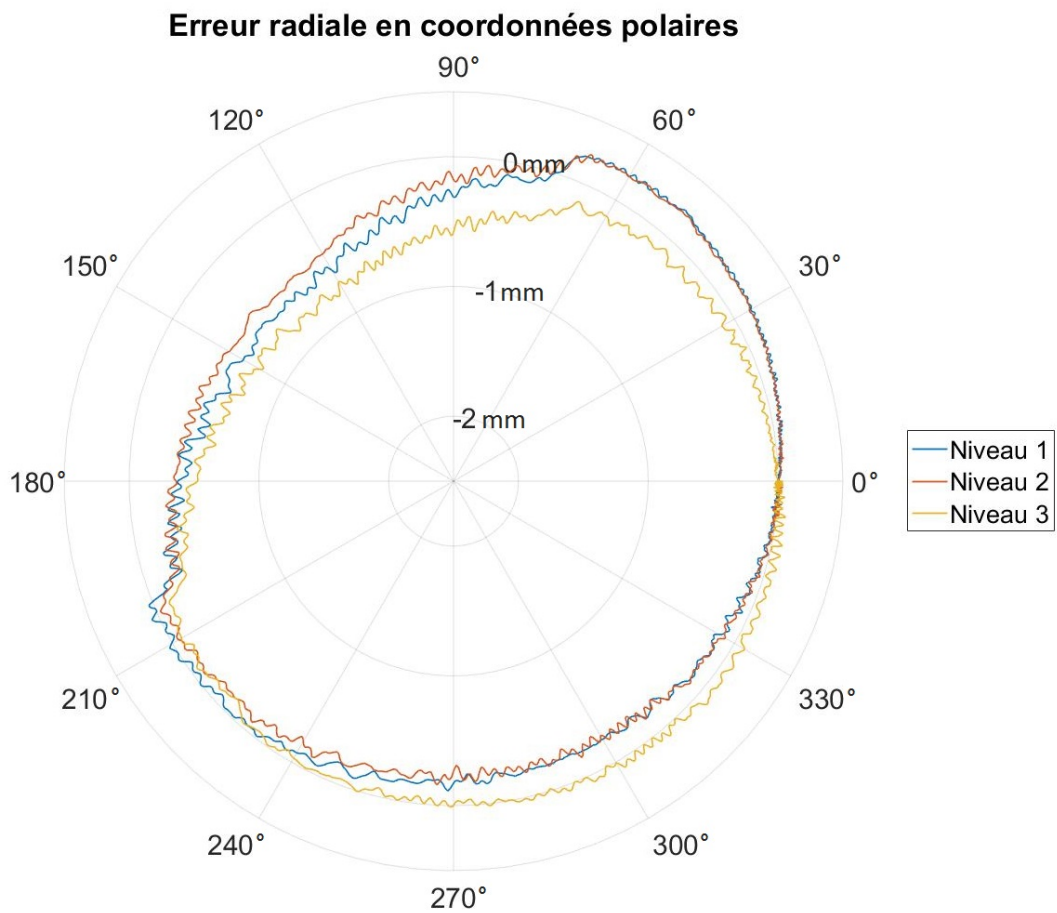
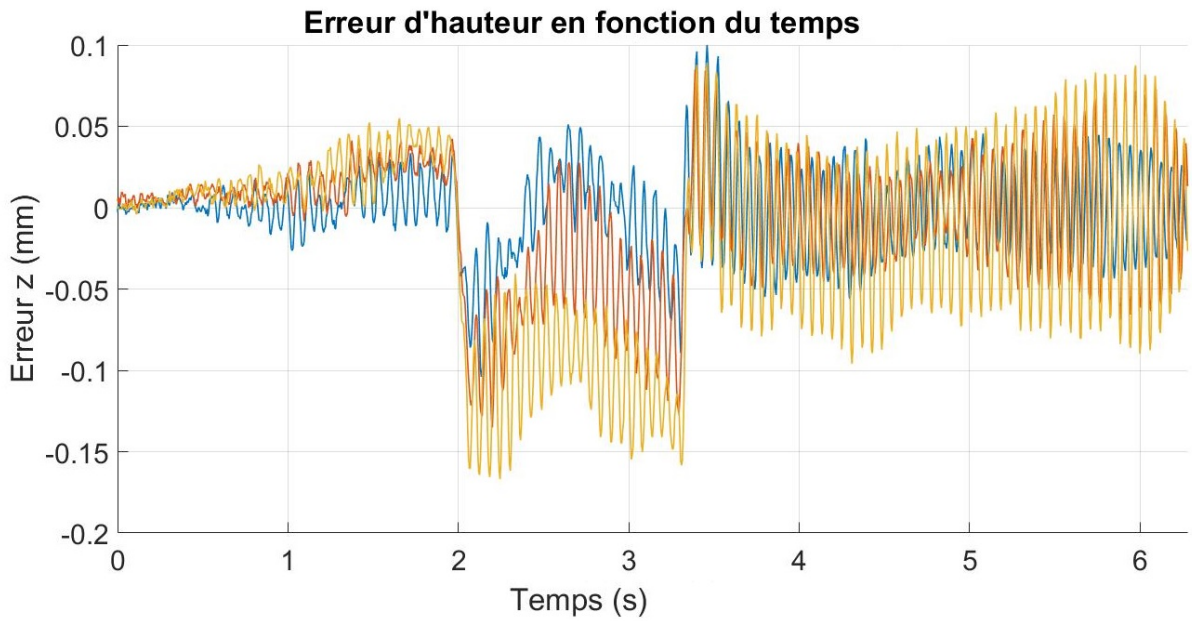


FIGURE 6.13 – Erreur selon z et circulaire pour la plateforme Init X.

changement de couche d'enroulement du câble sur le disque 7. Il est donc possible d'améliorer la transition entre les couches d'enroulement du câble dans le modèle géométrique pour supprimer ce décalage qui augmente l'erreur géométrique. Dans notre modèle géométrique, la transition entre les couches est brusque, mais il semblerait qu'elle soit plus douce.

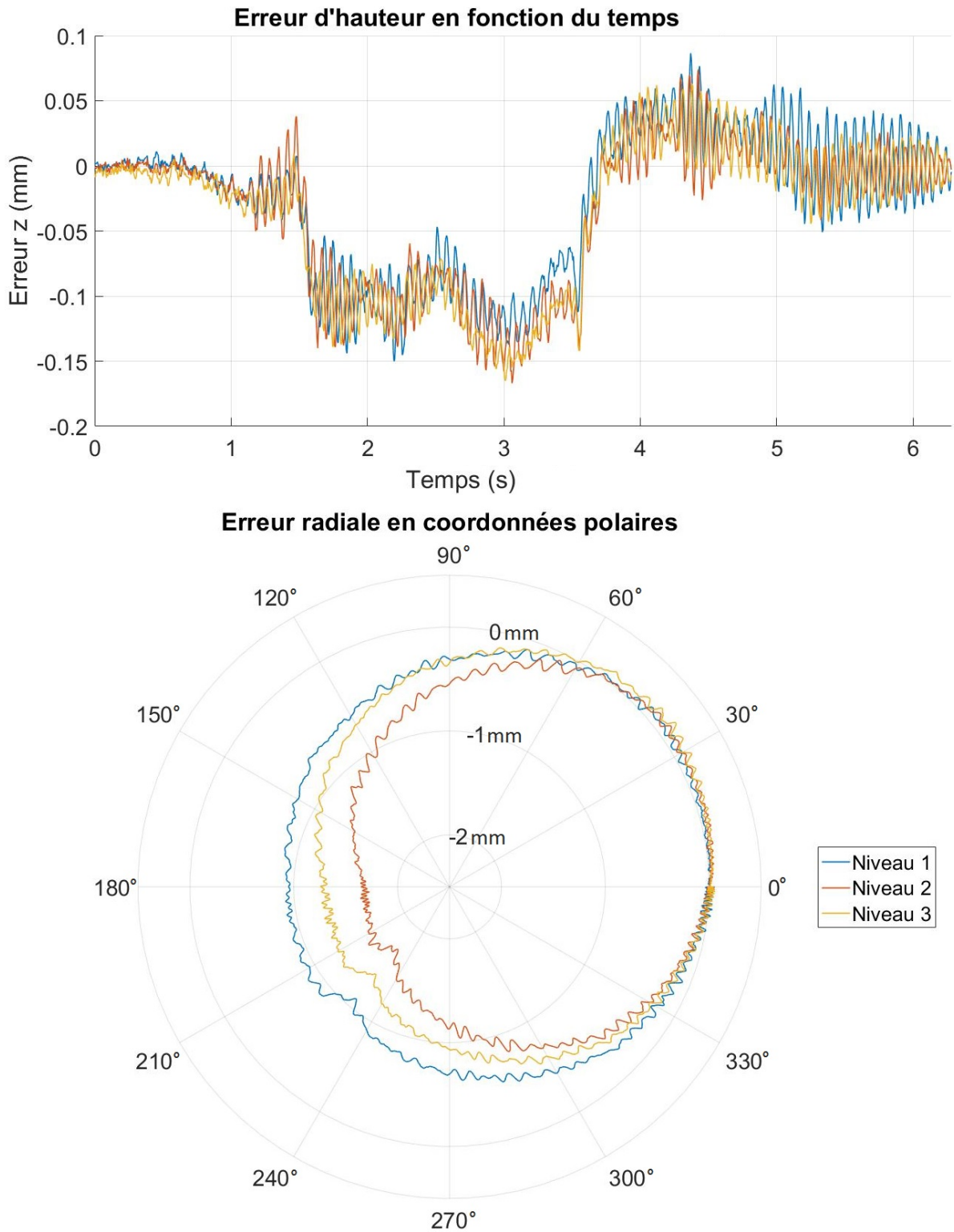


FIGURE 6.14 – Erreur selon z et circulaire pour la plateforme Optim.

Pour la plateforme Optim, l'erreur géométrique est plus grande que celle de la plateforme Init X. L'EQM circulaire est de 788  $\mu\text{m}$  et L'EQM selon z est de 65  $\mu\text{m}$  au niveau 2 de pré-charge. Comme précédemment, il y a un changement de couche d'enroulement sur le disque 7. Ce décalage a lieu à 1,5 s et 3,5 s. Il y a aussi des changements de couches d'enroulements pour

les disques 1 et 6, mais ces changements sont moins visibles sur les figures. L'erreur géométrique circulaire est principalement négative, il semble que la longueur de câble déroulée n'est pas suffisante. Il est possible que cela provienne d'une plus grande précharge dans les câbles.

### 6.3.4 Erreur géométrique en considérant la déformation élastique du câble

Nous avons vu précédemment que la précharge dans les câbles cause une déformation élastique du câble qui augmente l'erreur géométrique de suivi de trajectoire. Pour diminuer cette erreur, nous allons ajouter cette déformation élastique dans la génération de trajectoires. Le modèle géométrique partiel est donc modifié comme montré sur la figure 6.15. Pour contrôler la précharge dans les câbles, nous ajoutons un algorithme de distribution des forces qui est le même que pour les simulations dynamiques (figure 3.3). La précharge dans les câbles est initialisée grâce au retour de la mesure du couple des moteurs et de la mesure de la position de la plateforme à l'aide du laser tracker. Les performances sont évaluées sur la plateforme Optim.

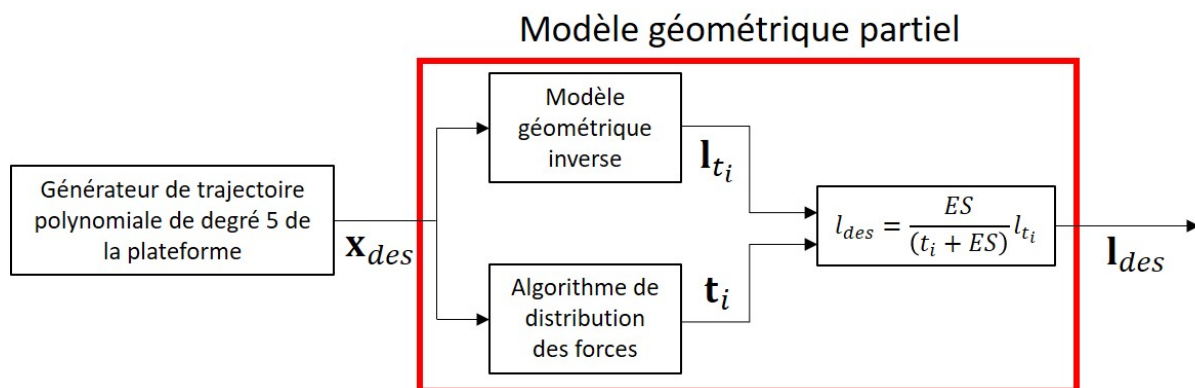


FIGURE 6.15 – Modèle géométrique partiel considérant la déformation élastique des câbles

La figure 6.16 montre l'erreur de hauteur et l'erreur circulaire sans et avec le contrôle de la déformation du câble. Considérer la déformation élastique des câbles dans la génération de la trajectoire permet de diminuer l'erreur géométrique. L'erreur absolue maximale de hauteur passe de 0,15 mm à 0,1 mm. L'erreur absolue maximale radiale passe de 1 mm à 0,33 mm. L'erreur géométrique toujours visible est causée par le changement de couche d'enroulement du disque.

## 6.4 Conclusion

Un nouveau robot parallèle à câbles a été fabriqué et mis en œuvre. Le robot utilise un système d'enroulement radial du câble peu étudié dans la littérature. L'enrouleur proposé présente une

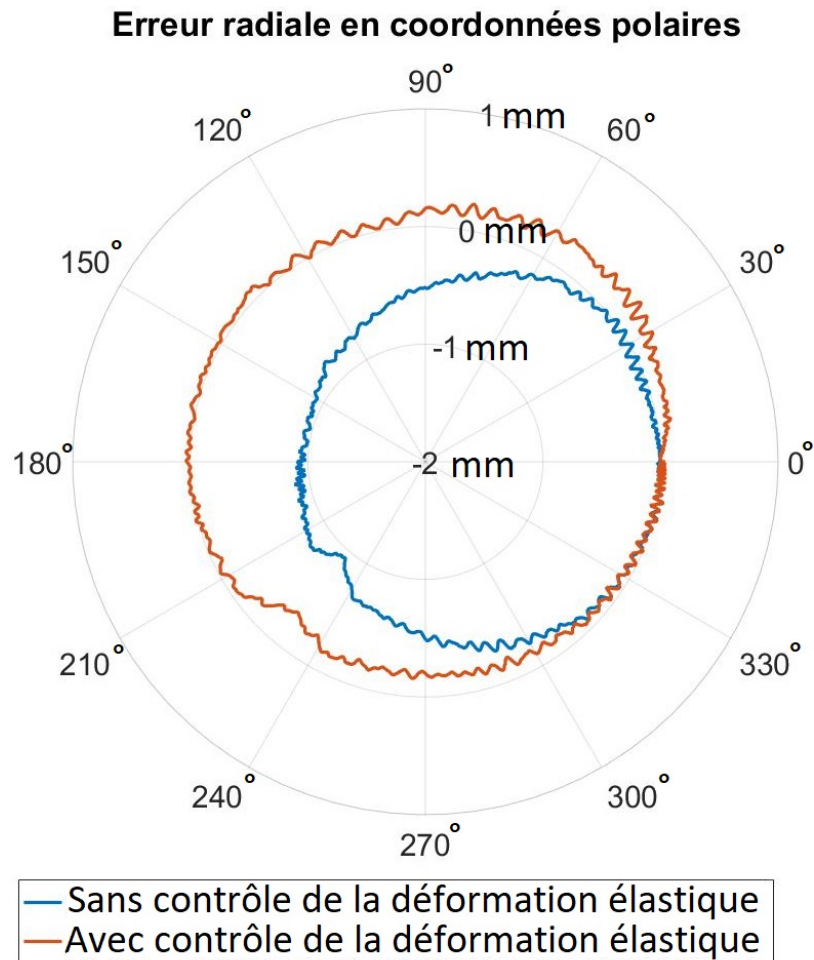
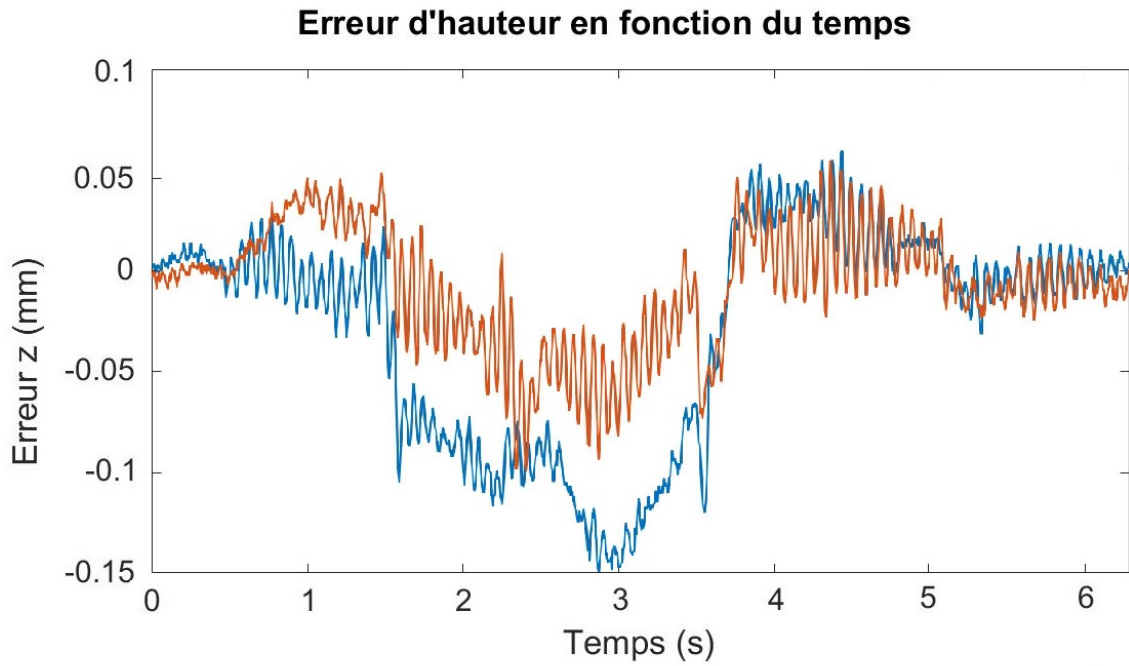


FIGURE 6.16 – Erreur selon z et circulaire pour la plateforme Optim.

variation de rayon non linéaire entre les différentes couches de superposition du câble.

Il a été vu que l'estimation de la force initiale dans les câbles en statique est possible avec le

prototype. La somme des forces dans les câbles est proche des conditions d'équilibre statique de la plateforme. Il ne semble donc pas utile de rajouter de capteur de force supplémentaire pour mesurer la force des câbles afin d'estimer la précharge lorsque le robot ne bouge pas. Mais il est nécessaire d'étudier si la force dynamique du câble peut aussi être évaluée à partir du couple moteur.

L'erreur de suivi de trajectoire circulaire est comparée pour les deux plateformes précédemment étudiées en statique. L'erreur dynamique de la plateforme Optim est faible avec des amplitudes d'oscillations inférieures à 25  $\mu\text{m}$ . Pour la plateforme Init X, les oscillations sont principalement causées par sa faible rigidité en rotation selon la verticale. Les amplitudes de vibrations au bord de cette plateforme sont de 0,2 mm. Mais ces amplitudes peuvent être diminuées en augmentant la précharge des câbles.

Pour les deux plateformes, l'erreur géométrique est la principale source d'erreurs sur le robot. La variation brusque du rayon de l'enrouleur crée un décalage visible sur l'erreur géométrique de la plateforme. Il est nécessaire d'améliorer la modélisation du changement de couche d'enroulement pour diminuer le décalage créé. En fonction de la précharge initiale dans les câbles, l'erreur géométrique peut diminuer ou augmenter.

Ajouter la déformation élastique des câbles causée par la précharge dans la génération de trajectoire permet de diminuer l'erreur géométrique. Avec la plateforme Optim, l'erreur géométrique est inférieure à 0,4 mm. Ces résultats permettent d'envisager l'impression de pièces de qualité correcte dont les tolérances sont supérieures à 0,4 mm. Mais, il reste une grande marge d'amélioration possible pour augmenter les performances géométriques du robot proposé.

Pour réaliser des trajectoires dans l'ensemble de l'espace d'impression, il est nécessaire de considérer le détail technique suivant : les poulies intermédiaires du prototype actuel doivent être remplacées. En effet, les câbles sortent de la poulie pour de plus amples trajectoires à cause du faible angle d'enroulement des câbles sur les poulies intermédiaires du bas du robot et de l'usinage de la rainure en semi-V qui facilite le glissement latéral du câble. Il est nécessaire que ces poulies soient usinées en deux parties comme pour l'enrouleur et que la profondeur de la fente soit plus grande.



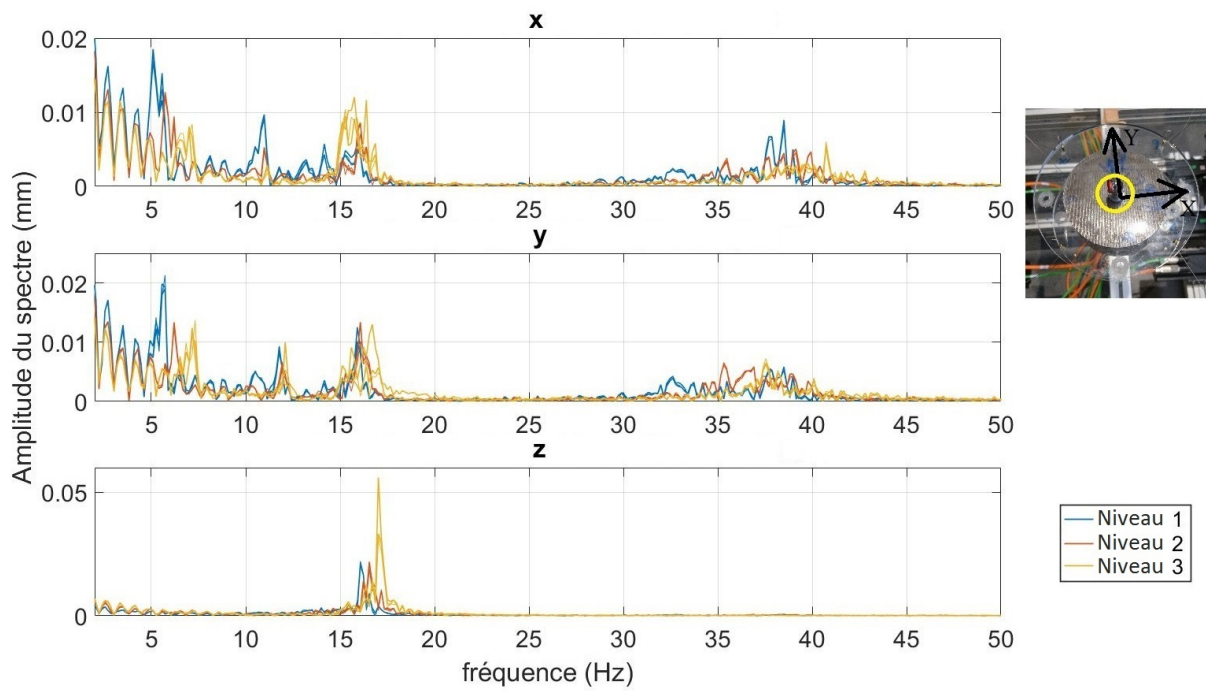


FIGURE 6.17 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$  à 0,1 m/s au point 1 de la plateforme Init X.

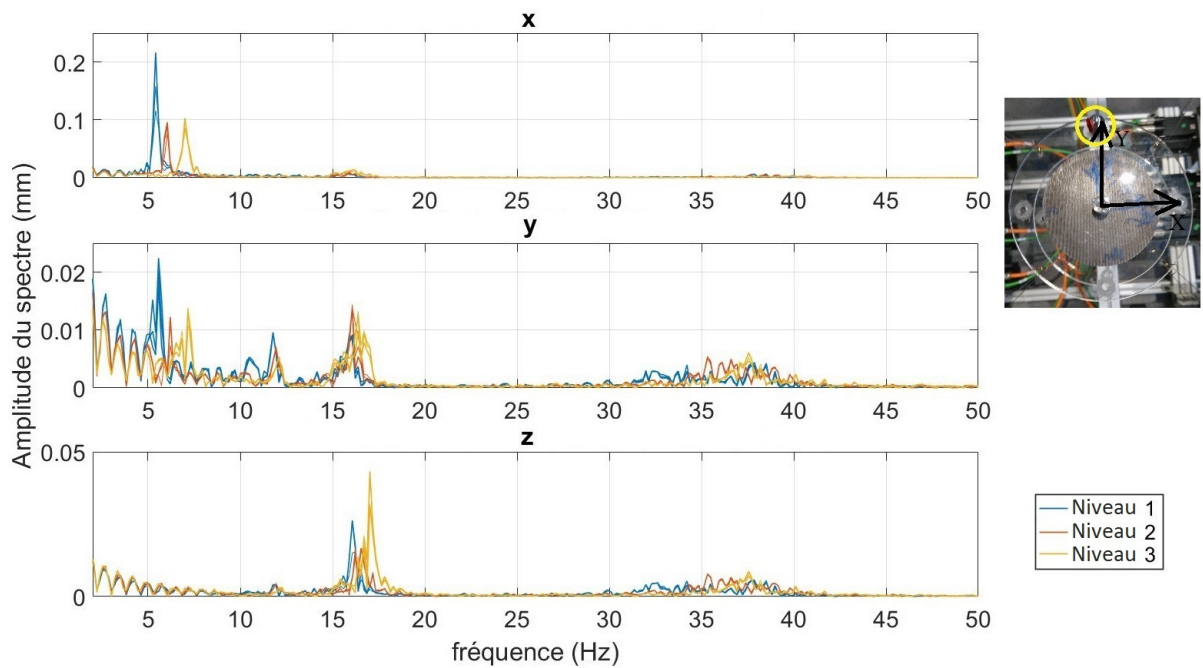


FIGURE 6.18 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$  à 0,1 m/s au point 2 de la plateforme Init X.

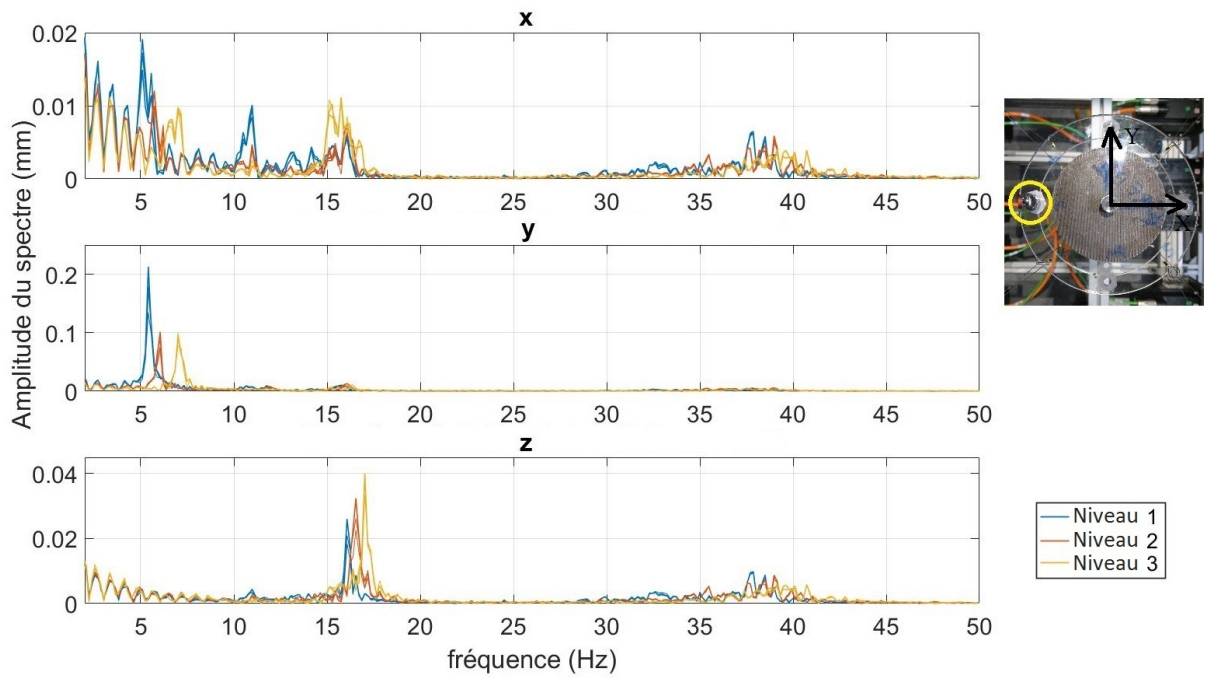


FIGURE 6.19 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$  à 0,1 m/s au point 3 de la plateforme Init X.

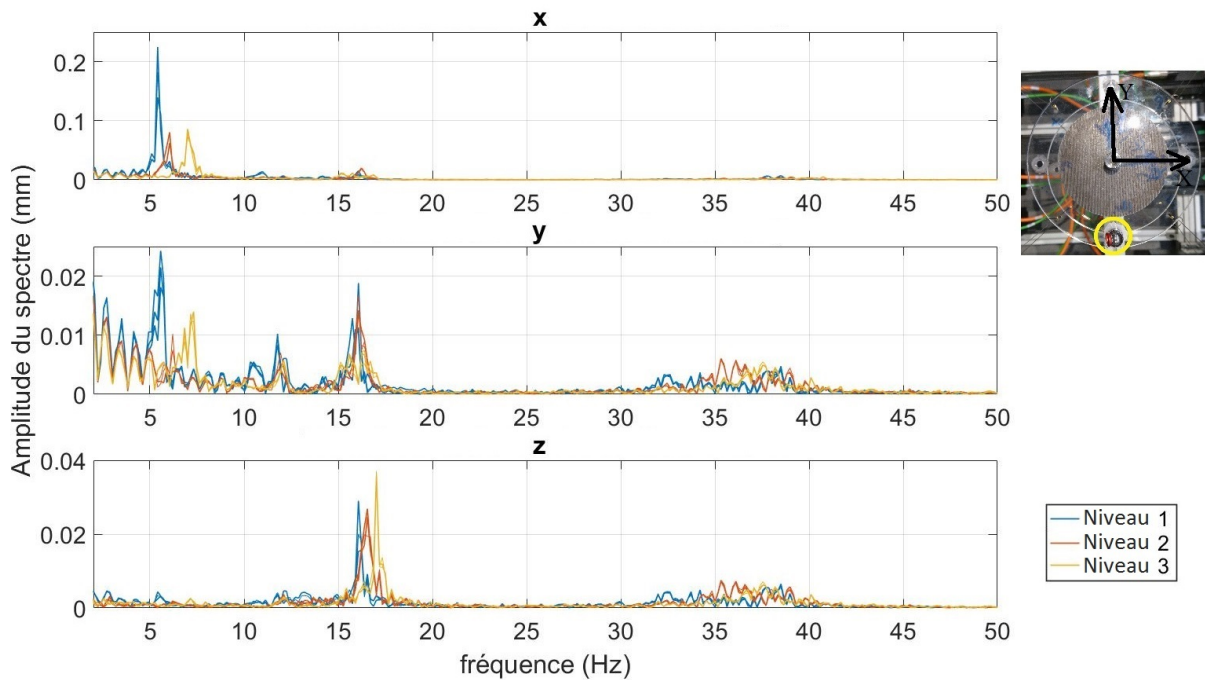


FIGURE 6.20 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$  à 0,1 m/s au point 4 de la plateforme Init X.

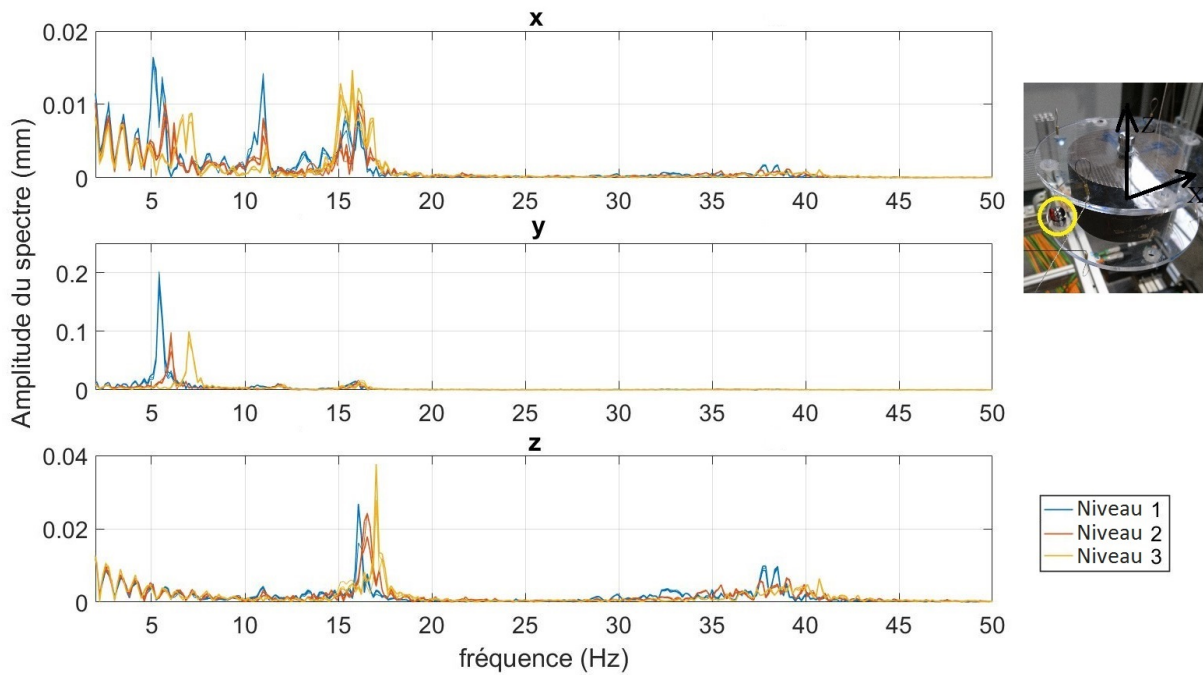


FIGURE 6.21 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$  à 0,1 m/s au point 5 de la plateforme Init X.

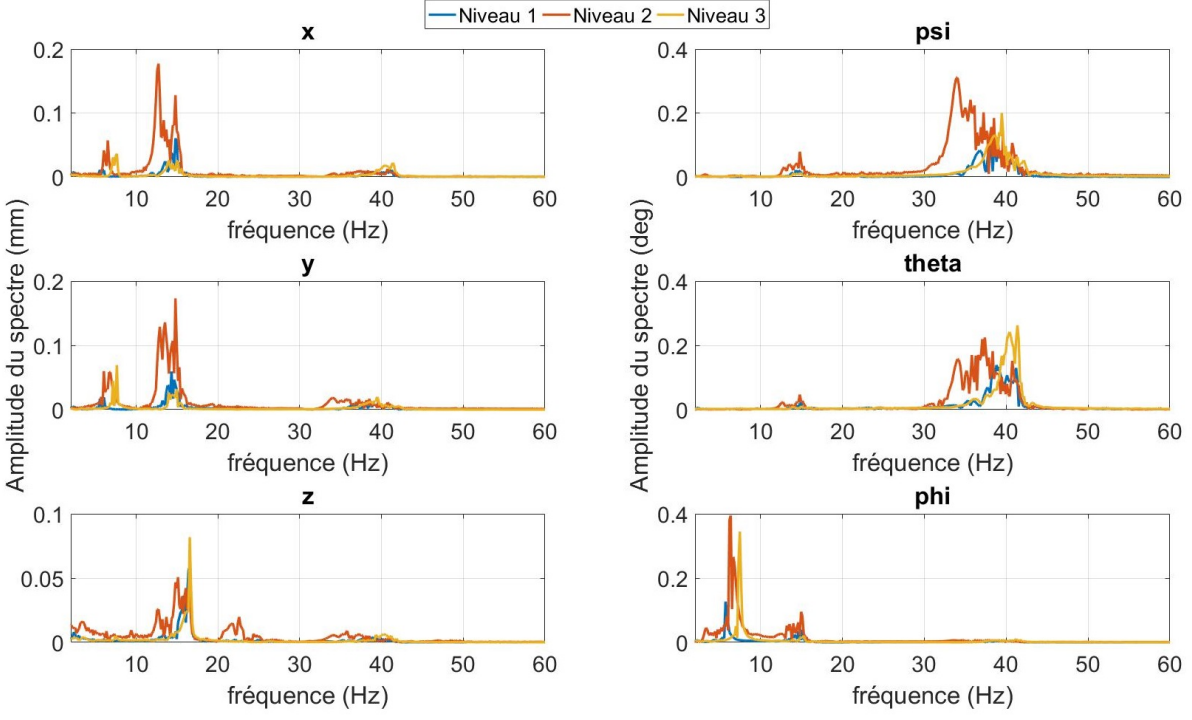


FIGURE 6.22 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs simulées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$ ,  $\psi$ ,  $\theta$ ,  $\phi$  pour la plateforme Init X.

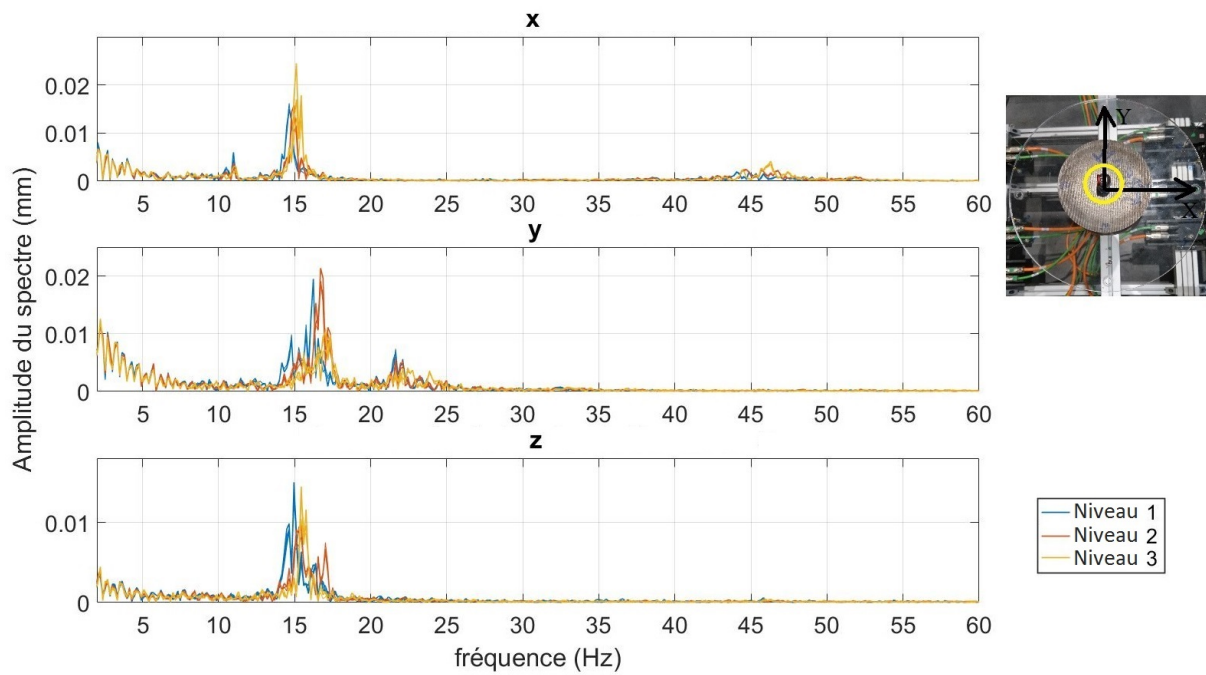


FIGURE 6.23 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$  à 0,1 m/s au point 1 de la plateforme Optim.

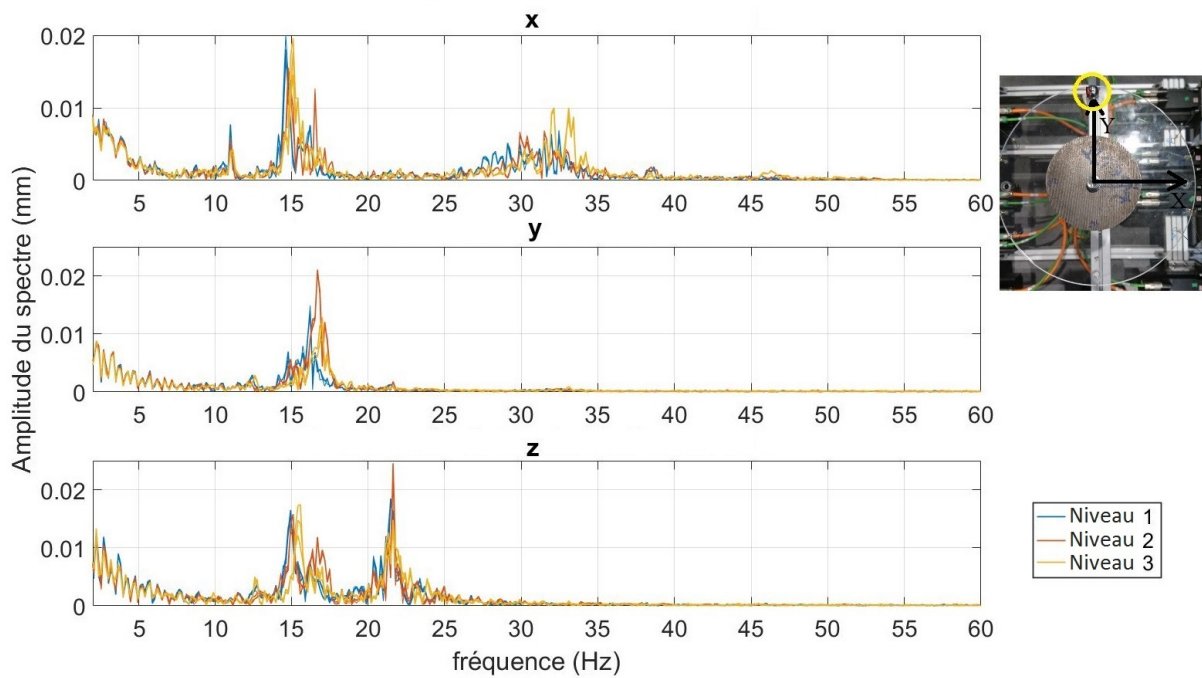


FIGURE 6.24 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$  à 0,1 m/s au point 2 de la plateforme Optim.

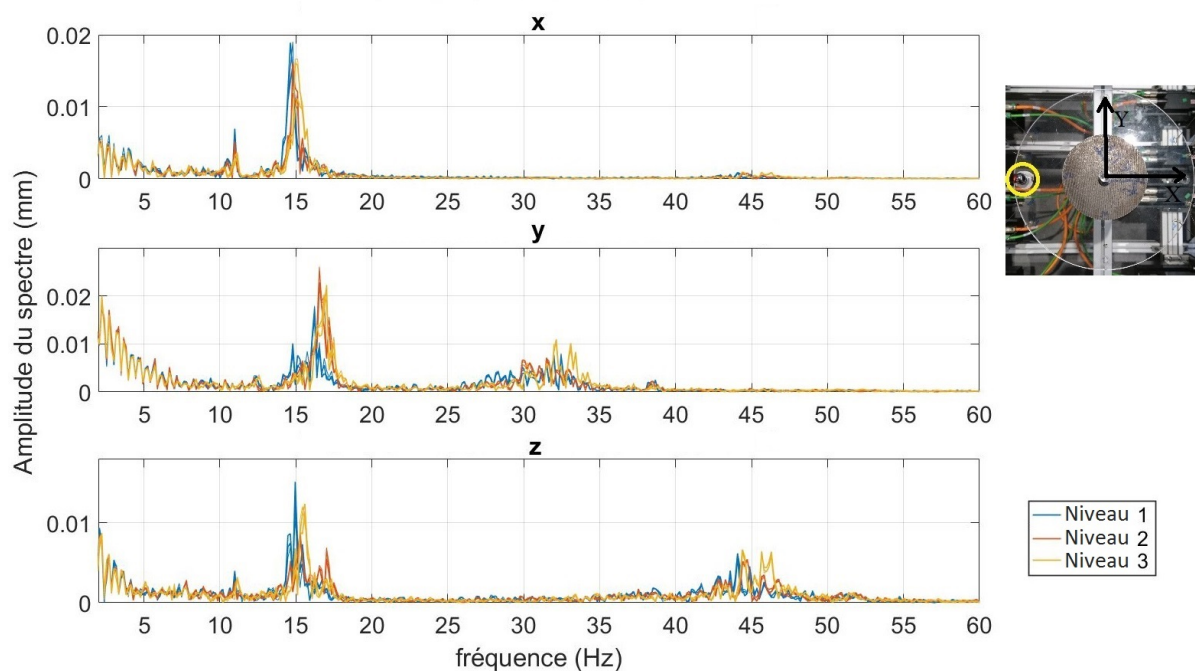


FIGURE 6.25 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$  à 0,1 m/s au point 3 de la plateforme Optim.

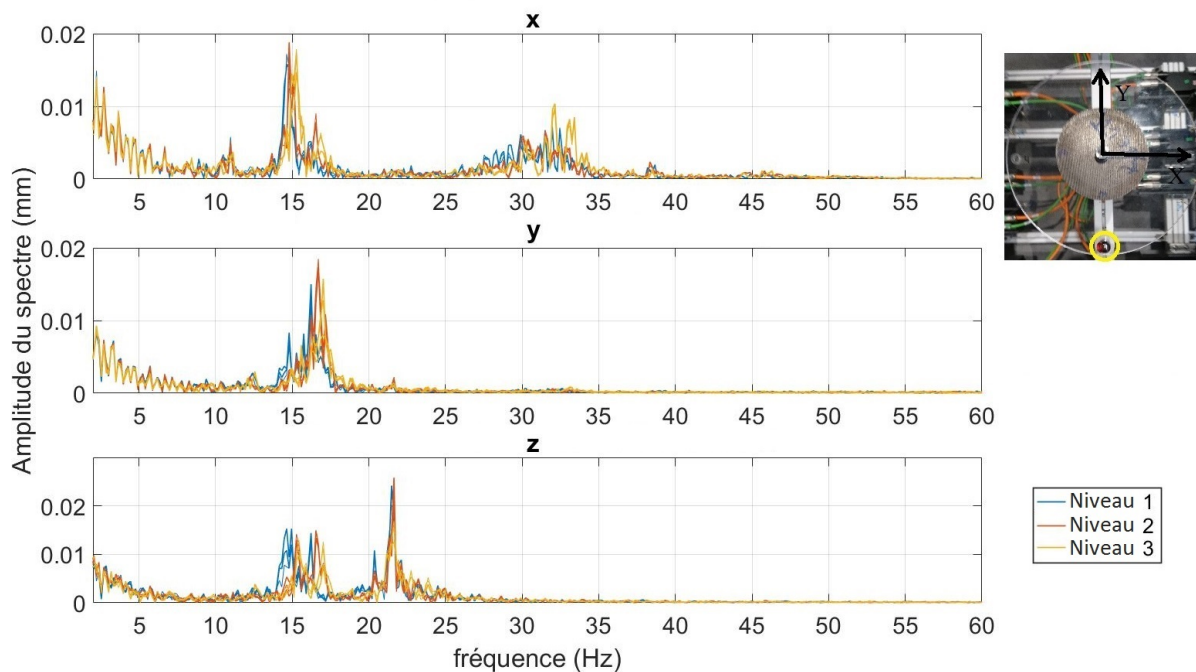


FIGURE 6.26 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs mesurées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$  à 0,1 m/s au point 4 de la plateforme Optim.

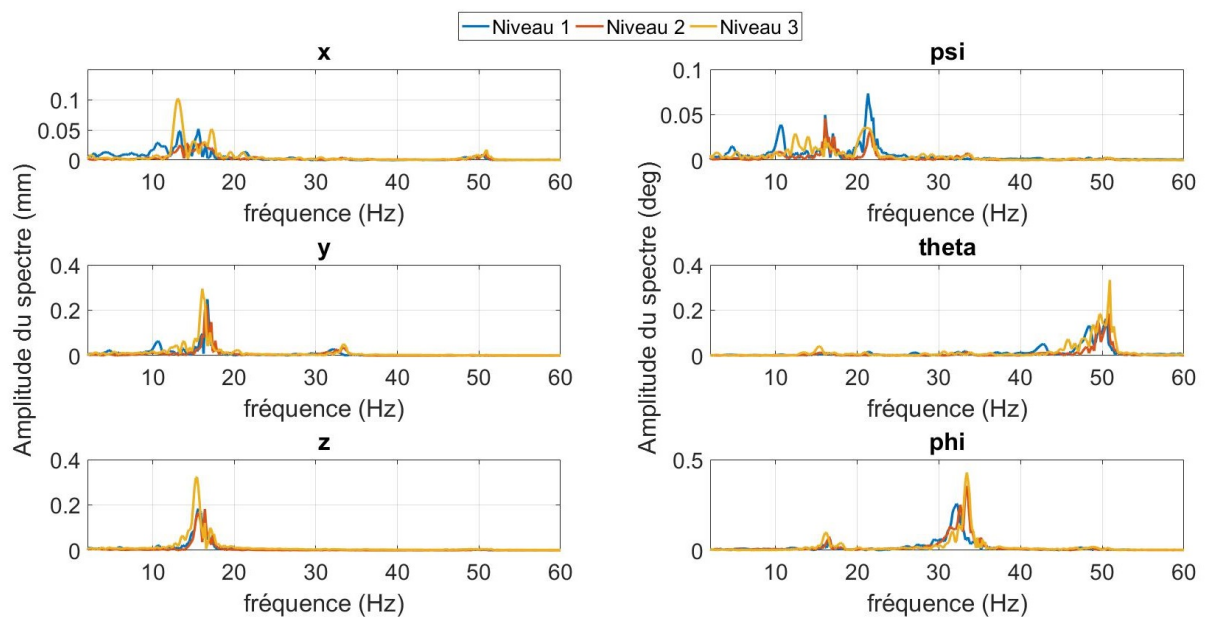


FIGURE 6.27 – Diagrammes d’amplitudes de la transformée de Fourier des erreurs simulées en  $x$ ,  $y$ ,  $z$ ,  $\psi$ ,  $\theta$ ,  $\phi$  pour la plateforme Optim.



# Conclusion et perspectives

## Conclusion du travail de thèse

Les contributions de la thèse reposent sur l'adaptation des outils de modélisation actuellement utilisés par les robots parallèles à câbles (RPCs) pour la fabrication additive. Ces outils sont employés pour l'étude du comportement géométrique, statique, dynamique et l'espace d'impression. A partir de ces modèles, l'optimisation de la position des points d'ancrages du robot a été proposée afin de garantir une certaine rigidité à l'intérieur de l'espace d'impression. Cette thèse met en avant l'influence des caractéristiques de différents câbles sur le comportement mécanique du robot. L'étude vibratoire expérimentale de deux plateformes est réalisée pour analyser l'évolution de la rigidité. Elle se conclut par la mise en œuvre d'un premier prototype qui a permis d'évaluer les performances obtenues.

Le chapitre 1 est une introduction sur les RPCs et la fabrication additive. Les différentes familles de RPCs avec leurs nombreuses applications sont énumérées. Un état des recherches sur les RPCs pour la fabrication additive est présenté. Ce chapitre se conclut sur la présentation du projet CABFAB et les performances attendues pour réaliser de l'impression 3D à l'aide d'un RPC totalement contraint.

Le chapitre 2 est un état de l'art sur les recherches portant sur la modélisation des RPCs. Les différentes recherches sur les comportements observés des câbles dans la littérature sont présentées. Les critères de conception et les choix technologiques présents sur les RPCs sont détaillés. Cet état de l'art a permis d'identifier les outils de modélisation à utiliser pour notre application et de positionner la problématique de la thèse.

Dans le chapitre 3, la modélisation d'un RPC totalement contraint pour la fabrication additive a été détaillée. Elle est basée sur des méthodes existantes. Un modèle dynamique considérant les câbles comme des ressorts travaillant uniquement en traction a été proposé. Ce modèle permet de simuler le comportement dynamique du robot à câbles et d'estimer l'erreur de position du robot. Comme les câbles travaillent uniquement en traction, l'ajout d'une précharge calculée



par un algorithme de distribution (pour assurer la stabilité du système) permet de les maintenir constamment en tension. La précharge permet d'éviter une discontinuité de la rigidité des câbles. La matrice de raideur et le modèle dynamique ont été utilisés pour la synthèse dimensionnelle d'un robot parallèle à câbles. Une matrice de raideur prenant en compte la tension dans les câbles a été proposée. Elle permet d'identifier les degrés de liberté de la plateforme mobile les moins rigides et donc plus sensibles aux perturbations qui peuvent être générées par la dynamique des mouvements.

Dans le chapitre 4, les deux modèles statiques et dynamique proposés dans cette thèse ont été vérifiés expérimentalement pour différents types de câbles. Les résultats théoriques de ces modèles sont plus proches des résultats obtenus expérimentalement pour un câble en acier. Pour les câbles en polymère, un modèle de rigidité du robot plus complexe est nécessaire. Pour ce type de câble, la rigidité propre du câble pourrait dépendre de la force de traction. Les câbles en acier ont le meilleur comportement pour l'application de fabrication additive. Ils présentent l'avantage d'avoir un comportement linéaire en traction et d'avoir peu de fluage. Le phénomène de fluage des câbles en polymère a clairement été montré lors de cette thèse. Ce phénomène provoque un allongement du câble alors que le câble est soumis à une force constante. Pour les RPCs sans contrôle de la tension dans les câbles, ce fluage peut provoquer une diminution de la précharge du câble jusqu'à ne plus avoir de câble tendu. Dans le cas d'une application nécessitant une grande précision et avec des variations de forces importantes, ce type de câble nécessite une calibration avant chaque utilisation.

Dans le chapitre 5, un algorithme d'optimisation de la rigidité et de l'espace d'impression d'un RPC entièrement contraint a été proposé. Il utilise les coordonnées des points d'ancrages sur la plateforme mobile en tant que variables de conception. Il a été validé expérimentalement que l'augmentation de la tension dans les câbles contribue à augmenter la rigidité pour les deux configurations étudiées, la première avec une plateforme non optimisée (Init X) et la seconde avec la plateforme optimisée (Optim). La rigidité statique en orientation de la plateforme Optim est supérieure à celle de la plateforme Init X. La rigidité en translation de la plateforme dépend principalement de la rigidité linéaire du câble. Il a été vu que les câbles du bas contraignent principalement l'espace d'impression.

Dans le chapitre 6, un prototype de RPC avec un enroulement radial du câble a été développé. La modélisation géométrique de l'enrouleur est utilisée pour commander en position la plateforme. Pour la trajectoire circulaire étudiée, l'erreur dynamique de la plateforme Optim est inférieure à celle de la plateforme Init X. Cependant, même avec ces bons résultats dynamiques, la principale source d'erreur sur la plateforme est géométrique. Cette erreur géométrique est

principalement causée par la variation de rayon de l'enrouleur et la déformation du câble par la précharge.

Les résultats d'optimisation et de simulation ont été validés expérimentalement. Pour que la plateforme d'un RPC soit rigide selon tous les degrés de liberté sans tenir compte de la tension des câbles, il est préférable que les fréquences modales liées à la rigidité en orientation soient supérieures aux fréquences modales de translation. En effet, plus les fréquences sont hautes, plus la plateforme est rigide. Nous avons observé que les fréquences de vibrations liées aux translations sont légèrement modifiées par la position des points d'ancrages. Mais les vibrations en orientation dépendent grandement de la position des points d'ancrages. Il est donc plus aisé d'augmenter les fréquences de vibrations en orientation que les fréquences de vibrations en translation.

A l'heure actuelle, les performances du robot ne sont pas suffisantes pour réaliser de l'impression 3D avec une précision de 20  $\mu\text{m}$  principalement à cause de défauts géométriques. Mais, ces premiers résultats permettent d'entrevoir une précision géométrique proche, voir meilleure que le Segesta [Hiller et al. (2005)]. Nous avons seulement testé une trajectoire circulaire qui ne permet pas de conclure sur les performances du robot sur l'ensemble de l'espace d'impression. Il est donc nécessaire de procéder à une caractérisation géométrique dans l'ensemble de l'espace d'impression du robot pour réellement donner une conclusion sur la précision géométrique du robot.

## **Perspectives de recherches**

Pour améliorer le suivi de trajectoire du prototype, il est primordial de réduire l'erreur géométrique de la plateforme. L'erreur géométrique de la plateforme peut encore diminuer en améliorant l'identification des paramètres géométriques du robot. La modélisation de l'enrouleur peut être améliorée pour que l'erreur de la plateforme causée par la variation de rayon soit nulle. Certains robots utilisent aussi des termes de compensation pour diminuer les erreurs géométriques répétables. Ces termes peuvent être optimisés à l'aide de méthodes d'apprentissage automatique. Il est aussi possible de proposer une seconde conception du disque avec un enroulement en spirale pour éviter les changements brusques de rayon. Avec cette solution, le rayon ne serait plus constant mais varierait de manière linéaire en fonction de l'angle d'enroulement.

L'erreur géométrique peut aussi être diminuée par l'ajout de capteurs supplémentaires. La mesure de la position de la plateforme peut être réalisée à l'aide de capteurs extéroceptifs temps réel (laser, caméra ...). La déformation dynamique du câble peut être mesurée à partir de la

mesure de la force (par les couples moteurs ou capteurs de force supplémentaire).

L'optimisation a été réalisée en début de thèse avec des paramètres qui ne correspondent pas aux valeurs actuelles du robot (module d'élasticité et diamètre des câbles, masse et inertie d'une tête d'impression). Il peut être intéressant de reprendre l'optimisation en intégrant les observations suivantes :

- les câbles du bas de la plateforme optimisent la taille de l'espace d'impression ;
- les câbles du haut optimisent la rigidité de la plateforme.

Il est aussi possible de conserver la plateforme optimisée de cette thèse et de réaliser une seconde optimisation de la position de la tête d'impression sur la plateforme. Il est essentiel que le centre de gravité soit au centre géométrique de la plateforme et que la répartition de la masse soit le plus proche de l'axe  $x$  de la plateforme, car la rigidité en orientation selon  $\psi$  (rotation selon  $x$ ) est la plus faible. Il est aussi possible d'agrandir l'espace d'impression par la hauteur de la buse.

Le modèle dynamique de cette thèse ne prend pas en compte l'amortissement du câble. Il peut être intéressant d'observer si l'ajout de l'amortissement diminue l'écart entre la simulation et l'expérimental. Pour les robots parallèles à câbles, l'amortissement des câbles peut améliorer les performances dynamiques en réduisant l'amplitude des vibrations de la plateforme. Il est aussi envisageable d'augmenter l'amortissement des vibrations par la commande et l'ajout d'actionneurs supplémentaires sur la plateforme (balourds, hélices, propulseurs à air) ou sur les câbles (actionneurs piézoélectriques).

Pour notre application, nous avons sélectionné des câbles fins (inférieurs à 1 mm). Il existe d'autres types de câbles beaucoup plus épais dont le comportement mécanique nécessite d'être comparé à un câble en acier. Nous pensons à 3 câbles en polymères *Dyneema*<sup>®</sup> DM20, *Zylon*<sup>®</sup> et *Vectran*<sup>®</sup> dont les fabricants de cordes disent que le fluage est nul. Il est possible d'étudier d'autres types de cordes en fibre naturelle ou synthétique. Il est aussi intéressant de comparer la variation des propriétés des matériaux des câbles vis à vis de la température ou dans différents environnements (eau, espace, ...). De même il est intéressant d'analyser la dégradation des câbles en fonction des surfaces et finitions des matériaux en contact.

Il existe plusieurs algorithmes de distribution de la tension dans les câbles. Mais la majorité des algorithmes ne permet pas de maîtriser la rigidité apparente au niveau de l'effecteur en fonction de la tension dans les câbles. Il peut être envisageable d'utiliser la matrice de rigidité pour optimiser la tension dans les câbles. Cette matrice peut être utilisée sur des RPCs à raideurs variables qui peut s'avérer utile pour des applications haptiques ou de robots collaboratifs compliants.

# Bibliographie

- I. 17296-2 :2015. Additive manufacturing - General principles - Part 2 : overview of process categories and feedstock, 2015.
- G. Abbasnejad, J. Yoon, and H. Lee. Optimum kinematic design of a planar cable-driven parallel robot with wrench-closure gait trajectory. *Mechanism and Machine Theory*, 99 :1–18, 2016. ISSN 0094114X. doi : 10.1016/j.mechmachtheory.2015.12.009. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2015.12.009>.
- S. Abdelaziz, L. Barbé, P. Renaud, M. de Mathelin, and B. Bayle. Control of cable-driven manipulators in the presence of friction. *Mechanism and Machine Theory*, 107 :139 – 147, 2017. ISSN 0094-114X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2016.09.014>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0094114X1630249X>.
- S. Abdolshah, D. Zanotto, G. Rosati, and S. Agrawal. Optimizing stiffness and dexterity of planar adaptive cable-driven parallel robots. *Journal of Mechanisms and Robotics*, 9, 01 2017. doi : 10.1115/1.4035681.
- A. Alamdari and V. Krovi. Parallel articulated-cable exercise robot (PACER) : Novel home-based cable-driven parallel platform robot for upper limb neuro-rehabilitation. *Proceedings of the ASME Design Engineering Technical Conference*, 5A-2015, 2015. doi : 10.1115/DETC2015-46389.
- A. Alamdari and V. Krovi. Design and analysis of a cable-driven articulated rehabilitation system for gait training. *Journal of Mechanisms and Robotics*, 8(5), 2016. ISSN 19424310. doi : 10.1115/1.4032274.
- A. Alamdari, M. Anson, and V. Krovi. Orientation workspace and stiffness optimization of cable-driven parallel manipulators with base mobility. *Journal of Mechanisms and Robotics*, 9, 01 2017. doi : 10.1115/1.4035988.

- J. Albus, R. Bostelman, and N. Dagalakis. The NIST Robocrane. *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, 97(3) :373–385, 1992. ISSN 1044677X. doi : 10.6028/jres.097.016.
- J. Albus, R. Bostelman, and A. Jacoff. Modular Suspended Manipulator, 2003.
- A. Alikhani, S. Behzadipour, A. Alasty, and S. a. sadough vanini. Design of a large-scale cable-driven robot with translational motion. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 27 :357–366, 04 2011. doi : 10.1016/j.rcim.2010.07.019.
- Arecibo. Arecibo radio telescope. [https://en.wikipedia.org/wiki/Arecibo\\_Observatory](https://en.wikipedia.org/wiki/Arecibo_Observatory). Accessed : 2020-08-26.
- M. Arsenault. Workspace and stiffness analysis of a three-degree-of-freedom spatial cable-suspended parallel mechanism while considering cable mass. *Mechanism and Machine Theory*, 66 :1 – 13, 2013. ISSN 0094-114X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2013.03.003>.
- J. I. Ayala Cuevas, É. Laroche, and O. Piccin. Assumed-mode-based dynamic model for cable robots with non-straight cables. In C. Gosselin, P. Cardou, T. Bruckmann, and A. Pott, editors, *Cable-Driven Parallel Robots*, pages 15–25, Cham, 2018. Springer International Publishing. ISBN 978-3-319-61431-1.
- R. Babaghasabha, M. A. Khosravi, and H. D. Taghirad. Adaptive robust control of fully-constrained cable driven parallel robots. *Mechatronics*, 25 :27–36, 2015. ISSN 09574158. doi : 10.1016/j.mechatronics.2014.11.005. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.mechatronics.2014.11.005>.
- S. Baklouti, E. Courteille, S. Caro, and M. Dkhil. Dynamic and Oscillatory Motions of Cable-Driven Parallel Robots Based on a Nonlinear Cable Tension Model. *Journal of Mechanisms and Robotics*, 9(6) :061014, 2017. ISSN 1942-4302. doi : 10.1115/1.4038068. URL <http://mechanismsrobotics.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?doi=10.1115/1.4038068>.
- E. Barnett and C. Gosselin. Large-scale 3D printing with a cable-suspended robot. *Additive Manufacturing*, 7 :27–44, 2015. ISSN 22148604. doi : 10.1016/j.addma.2015.05.001. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.addma.2015.05.001>.
- Batiprint3D. Batiprint3d. <https://www.batiprint3d.com/fr>. Accessed : 2020-12-19.

- Y. B. Bedoustani, H. D. Taghirad, and M. M. Aref. Dynamics analysis of a redundant parallel manipulator driven by elastic cables. In *2008 10th International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision*, pages 536–542, 2008. doi : 10.1109/ICARCV.2008.4795575.
- Y. B. Bedoustani, P. Bigras, H. D. Taghirad, and I. A. Bonev. Lagrangian dynamics of cable-driven parallel manipulators : A variable mass formulation. *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering*, 35(4) :529–542, 2011. doi : 10.1139/tcsme-2011-0032.
- S. Behzadipour. *Ultra-High-Speed Cable-Based Robots*. thesis, University of Waterloo, 2005.
- S. Behzadipour and M. Azadi. Antagonistic Stiffness in Cable-driven Mechanisms. In *12th IFToMM World Congress, Besançon (France)*, Besançon (France), 2007.
- S. Behzadipour and A. Khajepour. A New Cable-Based Parallel Robot with Three Degrees of Freedom. *Multibody System Dynamics*, 13(4) :371–383, may 2005. ISSN 1384-5640. doi : 10.1007/s11044-005-3985-6. URL <http://link.springer.com/10.1007/s11044-005-3985-6>.
- S. Behzadipour and A. Khajepour. Stiffness of Cable-based Parallel Manipulators With Application to Stability Analysis. *Journal of Mechanical Design*, 128(1) :303, 2006. ISSN 10500472. doi : 10.1115/1.2114890. URL <http://mechanicaldesign.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articleid=1448852>.
- M. Berchon. *L'impression 3D*. Eyrolles, 2014.
- A. Berti, J.-P. Merlet, and M. Carricato. Solving the direct geometrico-static problem of underconstrained cable-driven parallel robots by interval analysis. *The International Journal of Robotics Research*, 25(6) :723–739, 2016. doi : 10.1177/0278364915595277.
- Bloft. Bloft design lab. <https://en.bloft.fi/>. Accessed : 2021-04-26.
- Q. Boehler, S. Abdelaziz, M. Vedrines, P. Poignet, and P. Renaud. From modeling to control of a variable stiffness device based on a cable-driven tensegrity mechanism. *Mechanism and Machine Theory*, 107 :1 – 12, 2017. ISSN 0094-114X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2016.09.015>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0094114X16302506>.
- J. Bolboli, M. Khosravi, and F. Abdollahi. Stiffness feasible workspace of cable-driven parallel robots with application to optimal design of a planar cable robot. *Robotics and Autonomous Systems*, 114, 04 2019. doi : 10.1016/j.robot.2019.01.012.

- P. H. Borgstrom, M. J. Stealey, M. A. Batalin, and W. J. Kaiser. NIMS3D : A novel rapidly deployable robot for 3-dimensional applications. *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 3628–3635, 2006. doi : 10.1109/IROS.2006.281718.
- P. H. Borgstrom, N. P. Borgstrom, M. J. Stealey, B. Jordan, G. S. Sukhatme, M. A. Batalin, and W. J. Kaiser. Design and implementation of NIMS3D, a 3-D cabled robot for actuated sensing applications. *IEEE Transactions on Robotics*, 25(2) :325–339, 2009. ISSN 15523098. doi : 10.1109/TRO.2009.2012339.
- P. Bosscher, R. L. Williams, and M. Tummino. A Concept for Rapidly-Deployable Cable Robot Search and Rescue Systems. *Volume 7 : 29th Mechanisms and Robotics Conference, Parts A and B*, 2005 :589–598, 2005. doi : 10.1115/DETC2005-84324. URL <http://proceedings.asmedigitalcollection.asme.org/proceeding.aspx?articleid=1589503>.
- P. Bosscher, R. L. Williams, L. S. Bryson, and D. Castro-Lacouture. Cable-suspended robotic contour crafting system. *Automation in Construction*, 17(1) :45–55, 2007. ISSN 0926-5805. doi : <https://doi.org/10.1016/j.autcon.2007.02.011>. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0926580507000362>.
- R. Bostelman, A. Jacoff, F. Proctor, T. Kramer, and A. Wavering. Cable-based reconfigurable machines for large scale manufacturing. In *2000 Japan-USA Symposium on Flexible Automation-International Conference on New Technological Innovation for the 21st Century, Ann Arbor, MI, 2000-07-01 2000*. URL [https://tsapps.nist.gov/publication/get\\_pdf.cfm?pub\\_id=820658](https://tsapps.nist.gov/publication/get_pdf.cfm?pub_id=820658).
- R. V. Bostelman, J. S. Albus, N. G. Dagalakis, and A. Jacoff. Robocrane project : An advanced concept for large scale manufacturing. *Proc. Association for Unmanned Vehicles Systems Int*, 1996. URL <http://www.isd.mel.nist.gov/projects/robocrane/papers.html%5CnRobocraneproject-Anadvancedconceptforlargescalemanufacturing.pdf>.
- S. Bouchard and C. M. Gosselin. Workspace Optimization of a Very Large Cable-Driven Parallel Mechanism for a Radiotelescope Application. In *Volume 8 : 31st Mechanisms and Robotics Conference, Parts A and B*, pages 963–970. ASMEDC, jan 2007. ISBN 0-7918-4809-4. doi : 10.1115/DETC2007-34286. URL <https://asmedigitalcollection.asme.org/IDETC-CIE/proceedings/IDETC-CIE2007/48094/963/361764>.
- R. Bramberger. Device, a system and a method for building stationary structures on a working surface, 2016.

- R. Bramberger. Cable robot, 2020.
- E. Brau and F. Gosselin. ICARE 3D : A New Light 3D Haptic Interface. In *Eurohaptics*, pages 3–6, 2006. URL <http://lsc.univ-evry.fr/~eurohaptics/upload/cd/papers/f49.pdf>.
- G. W. Brown. Suspension system for supporting and conveying equipment, such as a camera, 1985.
- T. Bruckmann, A. Pott, and M. Hiller. Calculating force distributions for redundantly actuated tendon-based Stewart platforms. *Advances in Robot Kinematics*, pages 403–412, 2006. doi : 10.1007/978-1-4020-4941-5\_44.
- T. Bruckmann, L. Mikelsons, T. Brandt, M. Hiller, and D. Schramm. Wire Robots Part I : Kinematics, Analysis & Design. In *Parallel Manipulators, New Developments*. I-Tech Education and Publishing, apr 2008. ISBN 9789537619824. doi : 10.5772/5365.
- T. Bruckmann, W. Lalo, K. Nguyen, and B. Salah. Development of a Storage Retrieval Machine for High Racks Using a Wire Robot. In *Volume 4 : 36th Mechanisms and Robotics Conference, Parts A and B*, pages 771–780. American Society of Mechanical Engineers, aug 2012. ISBN 978-0-7918-4503-5. doi : 10.1115/DETC2012-70389. URL <https://asmedigitalcollection.asme.org/IDETC-CIE/proceedings/IDETC-CIE2012/45035/771/255891>.
- T. Bruckmann, W. Lalo, C. Sturm, D. Schramm, and M. Hiller. Design and Realization of a High Rack Storage and Retrieval Machine based on Wire Robot Technology. In *XV International Symposium on Dynamic Problems of Mechanics*, volume 1, pages 1–9, 2013.
- D. Bynoe. Four Cable Drawing Machine. URL <http://dbynoe.blogspot.com/2013/12/four-cable-drawing-machine.html>.
- Câble. Câble de traction. [https://fr.wikipedia.org/wiki/Câble\\_de\\_traction](https://fr.wikipedia.org/wiki/Câble_de_traction). Accessed : 2021-02-12.
- P. D. Campbell, P. L. Swaim, and C. J. Thompson. Charlotte™ robot technology for space and terrestrial applications. *SAE Technical Papers*, 1995. ISSN 26883627. doi : 10.4271/951520.
- C. Carignan and A. Akin. Using Robots for Astronaut Training. *IEEE Control Systems*, 23 (2) :46–59, apr 2003. ISSN 1066033X. doi : 10.1109/MCS.2003.1188771. URL <https://ieeexplore.ieee.org/document/1188771/>.



- G. Castelli and E. Ottaviano. Modelling, simulation and testing of a reconfigurable cable-based parallel manipulator as motion aiding system. *Applied Bionics and Biomechanics*, 7(4) :253–268, 2010. ISSN 17542103. doi : 10.1080/11762322.2010.512733.
- G. Castelli, E. Ottaviano, and P. Rea. A Cartesian Cable-Suspended Robot for improving end-users' mobility in an urban environment. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 30(3) :335–343, jun 2014. ISSN 07365845. doi : 10.1016/j.rcim.2013.11.001. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0736584513000987>.
- R. J. Caverly and J. R. Forbes. Dynamic modeling and noncollocated control of a flexible planar cable-driven manipulator. *IEEE Transactions on Robotics*, 30(6) :1386–1397, Dec 2014. ISSN 1941-0468. doi : 10.1109/TRO.2014.2347573.
- I. Cheng, R. Tay, and S. Yeo. Marionette : From traditional manipulation to robotic manipulation. In *International Symposium on History of Machines and Mechanisms*, pages 119–133. Springer, 2004.
- D. Cheung. High Speed 6DOF Cable Driven Robot - Chinese Calligraphy. URL <https://www.youtube.com/watch?v=1K5iEjq5MMk>.
- S.-H. Choi and K.-S. Park. Integrated and nonlinear dynamic model of a polymer cable for low-speed cable-driven parallel robots. *Microsystem Technologies*, pages 4677–4687, 2018.
- R. Clavel. *Conception d'un robot parallèle rapide à 4 degrés de liberté*. PhD thesis, Ecole Polytechnique Federale de Lausanne, 1991. URL <http://en.scientificcommons.org/2105044>.
- M. CNC. Maslow cnc. <https://www.maslowcnc.com/>. Accessed : 2020-08-26.
- CoGiRo. Cable-driven parallel robotics, a new solution for the industry. [https://www.youtube.com/watch?v=An\\_i8xoMXDc](https://www.youtube.com/watch?v=An_i8xoMXDc). Accessed : 2020-08-26.
- V. Collado Jiménez, L. Gustavsson, and D. Culla Irastorza. Positioning device controlled by cables, 2010.
- V. Collado Jimenez, L. Gustavsson, and D. Culla Irastorza. Positioning Device Controlled by Cables, 2014.
- Corde. Corde(outil). [https://fr.wikipedia.org/wiki/Corde\\_\(outil\)](https://fr.wikipedia.org/wiki/Corde_(outil)). Accessed : 2021-02-12.

- Cranebot. Cranebot. <https://jasoindustrial.com/fr-fr/cranebot/>. Accessed : 2020-08-26.
- F. Crivelli, L. Heinicke, X. Omlin, and R. Riener. Somnomat : A novel device to investigate the influence of vestibular stimulation on sleep. In *5th IEEE RAS/EMBS International Conference on Biomedical Robotics and Biomechanics*, pages 774–779, 2014. doi : 10.1109/BIOROB.2014.6913872.
- K. Crolla, P. H. H. Cheng, D. Y. S. Chan, A. N. F. Chan, and D. Lau. Inflatable architecture production with cable-driven robots. In *CAADRIA 2018 - 23rd International Conference on Computer-Aided Architectural Design Research in Asia : Learning, Prototyping and Adapting*, volume 1, pages 9–18, 2018. ISBN 9789881902603.
- N. G. Dagalakis, J. S. Albus, B.-L. Wang, J. Unger, and J. D. Lee. Stiffness Study of a Parallel Link Robot Crane for Shipbuilding Applications. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 111(3) :183–193, aug 1989. ISSN 0892-7219. doi : 10.1115/1.3257146. URL <https://asmedigitalcollection.asme.org/offshoremechanics/article/111/3/183/429293/Stiffness-Study-of-a-Parallel-Link-Robot-Crane-for>.
- C. R. Deckard. Method and apparatus for producing parts by selective sintering, 1986.
- J. Dehix and P. Dori. Maquette animée, 1958.
- X. Diao and O. Ma. Vibration analysis of cable-driven parallel manipulators. *Multibody System Dynamics*, 21(4) :347–360, 2009. ISSN 13845640. doi : 10.1007/s11044-008-9144-0.
- T. Dietz, A. Pott, G. De-Gol, and A. Verl. Amusement ride, 2012.
- J. Du and S. Agrawal. Dynamic modeling of cable-driven parallel manipulators with distributed mass flexible cables. *Journal of Vibration and Acoustics*, 137, 04 2015. doi : 10.1115/1.4029486.
- J. Du, H. Bao, C. Cui, and D. Yang. Dynamic analysis of cable-driven parallel manipulators with time-varying cable lengths. *Finite Elements in Analysis and Design*, 48(1) :1392–1399, jan 2012. ISSN 0168874X. doi : 10.1016/j.finel.2011.08.012. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0168874X11001533>.
- A. Dubor, J.-B. Izard, E. Cabay, A. Sollazzo, A. Markopoulou, and M. Rodriguez. On-Site Robotics for Sustainable Construction. *Robotic Fabrication in Architecture, Art and Design*, 2018. doi : [https://doi.org/10.1007/978-3-319-92294-2\\_30](https://doi.org/10.1007/978-3-319-92294-2_30).

- G. El-Ghazaly, M. Gouttefarde, and V. Creuze. Hybrid cable-thruster actuated underwater vehicle-manipulator systems : A study on force capabilities. In *2015 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 1672–1678. IEEE, sep 2015. ISBN 978-1-4799-9994-1. doi : 10.1109/IROS.2015.7353592. URL <http://ieeexplore.ieee.org/document/7353592/>.
- M. Fabritius, C. Martin, and A. Pott. Calculation of the Collision-Free Printing Workspace for Fully-Constrained Cable-Driven Parallel Robots. In *ASME 2018 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference*, page V05BT07A046, 2018. doi : 10.1115/detc2018-85961.
- F. Ferlay and F. Gosselin. A new cable-actuated Haptic interface design. *Lecture Notes in Computer Science (including subseries Lecture Notes in Artificial Intelligence and Lecture Notes in Bioinformatics)*, 5024 LNCS :474–483, 2008. ISSN 03029743. doi : 10.1007/978-3-540-69057-3\_61.
- Fit. Matlab fit. <https://fr.mathworks.com/help/curvefit/fit.html>. Accessed : 2021-01-13.
- Formula1. 2019 Mexican Grand Prix : Race Highlights, 2019. URL [https://www.youtube.com/watch?v=tzE4y1n08IA&list=PLfoNZDHitwjV65cbUkj500y\\_U-uVEKvdT&index=4](https://www.youtube.com/watch?v=tzE4y1n08IA&list=PLfoNZDHitwjV65cbUkj500y_U-uVEKvdT&index=4). Accessed : 2020-07-17.
- A. Fortin-Côté, P. Cardou, and C. Gosselin. An admittance control scheme for haptic interfaces based on cable-driven parallel mechanisms. *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 819–825, 2014. ISSN 10504729. doi : 10.1109/ICRA.2014.6906949.
- M. Fujihira and Y. Nishida. Wire drive type moving device, 1998.
- L. Gagliardini, M. Gouttefarde, and S. Caro. *Design of Reconfigurable Cable-Driven Parallel Robots*, pages 85–113. Springer, Cham, 01 2018. ISBN 978-3-319-68645-5. doi : 10.1007/978-3-319-68646-2\_4.
- J. German, K. Jablokow, and D. Cannon. The cable array robot : theory and experiment. In *Proceedings 2001 ICRA. IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No.01CH37164)*, volume 3, pages 2804–2810. IEEE. ISBN 0-7803-6576-3. doi : 10.1109/ROBOT.2001.933047. URL <http://ieeexplore.ieee.org/document/933047/>.

- A. Gonzalez-Rodríguez, E. Ottaviano, F. Castillo-García, and P. Rea. A novel design to improve pose accuracy for cable robots. In *2015 IFToMM World Congress Proceedings, IFToMM 2015*, 2015. ISBN 9789860460988. doi : 10.6567/IFToMM.14TH.WC.OS2.018.
- A. Gonzalez-Rodríguez, F. J. Castillo-Garcia, E. Ottaviano, P. Rea, and A. G. Gonzalez-Rodríguez. On the effects of the design of cable-Driven robots on kinematics and dynamics models accuracy. *Mechatronics*, 43 :18–27, 2017. ISSN 09574158. doi : 10.1016/j.mechatronics.2017.02.002. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.mechatronics.2017.02.002>.
- F. Gosselin. Control member with tensed cables, 2001.
- F. Gosselin. Interface haptique munie d’une structure à câbles tendus, a grand angle de manoeuvre, 2006.
- M. Gouttefarde, D. Daney, and J. P. Merlet. Interval-analysis-based determination of the wrench-feasible workspace of parallel cable-driven robots. *IEEE Transactions on Robotics*, 27(1) : 1–13, 2011. ISSN 15523098. doi : 10.1109/TRO.2010.2090064.
- M. Gouttefarde, J. F. Collard, N. Riehl, and C. Baradat. Geometry Selection of a Redundantly Actuated Cable-Suspended Parallel Robot. *IEEE Transactions on Robotics*, 31(2) :501–510, 2015. ISSN 15523098. doi : 10.1109/TRO.2015.2400253.
- M. Gouttefarde, J. Lamaury, C. Reichert, and T. Bruckmann. A versatile tension distribution algorithm for  $n$ -dof parallel robots driven by  $n + 2$  cables. *IEEE Transactions on Robotics*, 31(6) :1444–1457, 2015. doi : 10.1109/TRO.2015.2495005.
- Grue. Histoire des grues. [https://fr.wikipedia.org/wiki/Histoire\\_des\\_grues](https://fr.wikipedia.org/wiki/Histoire_des_grues). Accessed : 2021-02-12.
- D. Gueners, B. Chedli Bouzgarrou, and H. Chanal. Static and dynamic analysis of a 6 DoF totally constrained cable robot with 8 preloaded cables. In A. Pott and T. Bruckmann, editors, *Cable-Driven Parallel Robots (CableCon 2019), Mechanisms and Machine Science*, volume 74, pages 307–318. Springer, Cham, 2019. doi : 10.1007/978-3-030-20751-9\_26.
- D. Gueners, H. Chanal, and B. C. Bouzgarrou. Stiffness optimization of a cable driven parallel robot for additive manufacturing. In *2020 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 843–849, 2020. doi : 10.1109/ICRA40945.2020.9197368.

- A. Hadi A. Light weight robot mechanism, 1993.
- Y. Hai, J.-B. Izard, C. Baradat, S. Krut, F. Pierrot, M. Gouttefarde, and C. Olivier. Planar Motion Device, 2014.
- T. Heyden, T. Maier, and C. Woernle. Trajectory Tracking Control for a Cable Suspension Manipulator. *Advances in Robot Kinematics*, pages 125–134, 2002. doi : 10.1007/978-94-017-0657-5\_14.
- M. Hiller, S. Fang, S. Mielczarek, R. Verhoeven, and D. Franitza. Design, analysis and realization of tendon-based parallel manipulators. *Mechanism and Machine Theory*, 40(4) :429–445, 2005. ISSN 0094114X. doi : 10.1016/j.mechmachtheory.2004.08.002.
- C. S. Holland and D. J. Cannon. CABLE ARRAY ROBOT FOR MATERIAL HANDLING, 2004.
- P. Y. Huang, J. A. Kunkel, J. Brindza, and K. J. Kuchenbecker. Haptically assisted golf putting through a planar four-cable system. In *2011 IEEE World Haptics Conference*, pages 191–196, 2011. doi : 10.1109/WHC.2011.5945484.
- H. Hussein, J. C. Santos, and M. Gouttefarde. Geometric Optimization of a Large Scale CDPR Operating on a Building Facade. *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 5117–5124, 2018. ISSN 21530866. doi : 10.1109/IROS.2018.8593900.
- E. Ida, D. Marian, and M. Carricato. A Deployable Cable-Driven Parallel Robot With Large Rotational Capabilities for Laser-Scanning Applications. *IEEE Robotics and Automation Letters*, 5(3) :4140–4147, jul 2020. ISSN 2377-3766. doi : 10.1109/LRA.2020.2989669. URL <https://ieeexplore.ieee.org/document/9076279/>.
- IGUS. IguS. <https://www.igus.fr/>. Accessed : 2021-01-19.
- INCA. Hation inca. <https://www.haption.com/fr/products-fr/inca-fr.html>. Accessed : 2020-08-26.
- H. Irvine. *Cable Structures*. MIT Press, Cambridge, 1981. ISBN 0-262-09023-6. doi : 10.1002/eqe.4290100213.
- M. Ishii and M. Sato. A 3D Spatial Interface Device Using Tensed Strings. *Presence : Teleoperators and Virtual Environments*, 3(1) :81–86, jan 1994. ISSN 1054-7460. doi : 10.

- 1162/pres.1994.3.1.81. URL <http://www.mitpressjournals.org/doi/10.1162/pres.1994.3.1.81>.
- J. B. Izard, M. Gouttefarde, C. Baradat, D. Culla, and D. Sallé. Integration of a parallel cable-driven robot on an existing building façade. *Mechanisms and Machine Science*, 12 :149–164, 2013a. ISSN 22110992. doi : 10.1007/978-3-642-31988-4\_10.
- J.-B. Izard, M. Gouttefarde, M. Michelin, O. Tempier, and C. Baradat. *A Reconfigurable Robot for Cable-Driven Parallel Robotic and Industrial Scenario Proofing*, pages 135–148. Springer, Berlin, Heidelberg, 01 2013b. ISBN 978-3-642-31987-7. doi : 10.1007/978-3-642-31988-4\_9.
- J. B. Izard, M. Michelin, and C. Baradat. Fusion reactor handling operations with cable-driven parallel robots. *Fusion Engineering and Design*, 98-99 :1505–1508, 2015. ISSN 09203796. doi : 10.1016/j.fusengdes.2015.06.009.
- J.-B. Izard, A. Dubor, P.-E. Hervé, E. Cabay, D. Culla, M. Rodriguez, and M. Barrado. Large-scale 3D printing with cable-driven parallel robots. *Construction Robotics*, pages 69–76, 2017. ISSN 2509-811X. doi : 10.1007/s41693-017-0008-0. URL <http://link.springer.com/10.1007/s41693-017-0008-0>.
- J.-B. Izard, A. Dubor, P.-E. Hervé, E. Cabay, D. Culla, M. Rodriguez, and M. Barrado. On the Improvements of a Cable-Driven Parallel Robot for Achieving Additive Manufacturing for Construction. In *Cable-Driven Parallel Robots*, 2018. doi : [https://doi.org/10.1007/978-3-319-61431-1\\_30](https://doi.org/10.1007/978-3-319-61431-1_30).
- M. Jäger, A. Pehlivan, and T. Rettig. Robot module and robot, 2011.
- H. Jamshidifar, A. Khajepour, B. Fidan, and M. Rushton. Kinematically-Constrained Redundant Cable-Driven Parallel Robots : Modeling, Redundancy Analysis, and Stiffness Optimization. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 22(2) :921–930, 2017. ISSN 10834435. doi : 10.1109/TMECH.2016.2639053.
- D. Jingli, B. Hong, D. Xuechao, and C. Chuanzhen. Jacobian analysis of a long-span cable-driven manipulator and its application to forward solution. *Mechanism and Machine Theory*, 45(9) :1227 – 1238, 2010. ISSN 0094-114X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2010.05.005>.

- S. Kawamura and K. Ito. A new type of master robot for teleoperation using a radial wire drive system. In *Proceedings of 1993 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS '93)*, volume 1, pages 55–60 vol.1, 1993. doi : 10.1109/IROS.1993.583079.
- S. Kawamura, W. Choe, S. Tanaka, and S. Pandian. Development of an ultrahigh speed robot falcon using wire drive system. In *Proceedings of 1995 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 1, pages 215–220 vol.1, 1995. doi : 10.1109/ROBOT.1995.525288.
- A. Khajepour and S. T. Méndes. Apparatus for controlling a mobile platform, 2015.
- A. Khajepour, S. Behzadipour, R. Dekker, and E. Chan. Light weight parallel manipulators using active/passive cables, 2003.
- M. A. Khosravi and H. D. Taghirad. Dynamic analysis and control of cable driven robots with elastic cables. *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering*, 35(4) : 543–557, 2011. ISSN 03158977. doi : 10.1007/978-3-319-09489-2\_12.
- M. a. Khosravi, H. D. Taghirad, and S. Member. Dynamic Modeling and Control of Parallel Robots With Elastic Cables : Singular Perturbation Approach. *Ieee Transactions on Robotics*, 30(3) :1–11, 2014. ISSN 1552-3098.
- E. Kljuno and R. L. Williams II. Vehicle simulation system : Controls and virtual-reality-based dynamics simulation. *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, 52 :79–99, 05 2008. doi : 10.1007/s10846-008-9204-y.
- M. Korayem, M. Yousefzadeh, and B. Beyranvand. Dynamics and control of a 6-dof cable-driven parallel robot with visco-elastic cables in presence of measurement noise. *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, 88, 10 2017. doi : 10.1007/s10846-017-0546-1.
- M. H. Korayem, H. Tourajizadeh, and M. Bamdad. Dynamic Load Carrying Capacity of Flexible Cable Suspended Robot : Robust Feedback Linearization Control Approach. *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, 60(3-4) :341–363, dec 2010. ISSN 0921-0296. doi : 10.1007/s10846-010-9423-x. URL <http://link.springer.com/10.1007/s10846-010-9423-x>.
- K. Kozak, Q. Zhou, and J. Wang. Static analysis of cable-driven manipulators with non-negligible cable mass. *IEEE Transactions on Robotics*, 22(3) :425–433, 2006. ISSN 15523098. doi : 10.1109/TRO.2006.870659.

- W. Kraus, P. Miermeister, V. Schmidt, and A. Pott. Hybrid Position-Force Control of a Cable-Driven Parallel Robot with Experimental Evaluation. *Mechanical Sciences*, 6(2) :119–125, 2015. ISSN 2191916X. doi : 10.5194/ms-6-119-2015.
- M. Kübeler and S. Scharpf. Surface machining system, 2018.
- C. C. R. Laboratory. Hybrid Cable-Driven and Serial Robot for Facade Painting and Window Cleaning (Project Introduction). URL <https://www.youtube.com/watch?v=JISDa-QA7nU>.
- P. Lafourcade, M. Llibre, and C. Reboulet. Design of a Parallel Wire-Driven Manipulator for Wind Tunnels. In *Fundamental Issues and Future Research Directions for Parallel Mechanisms and Manipulators*, pages 187–194, Quebec City, Quebec, Canada, 2002.
- T. Laliberte, C. Gosselin, and D. Gao. Closed-Loop Transmission Routings for Cartesian SCARA-Type Manipulators. In *ASME 2010 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference*, pages 1–10, 2017.
- S. Landsberger and T. Sheridan. Parallel Link Manipulators, 1987.
- M. A. Laribi, G. Carbone, and S. Zeghloul. On the Optimal Design of Cable Driven Parallel Robot with a Prescribed Workspace for Upper Limb Rehabilitation Tasks. *Journal of Bionic Engineering*, 16(3) :503–513, 2019a. ISSN 25432141. doi : 10.1007/s42235-019-0041-4.
- M. A. Laribi, G. Carbone, and S. Zeghloul. *Optimal design of cable driven robot for rehabilitation with prescribed workspace*, volume 65. Springer International Publishing, 2019b. ISBN 9783030003296. doi : 10.1007/978-3-030-00329-6\_31. URL [http://dx.doi.org/10.1007/978-3-030-00329-6\\_31](http://dx.doi.org/10.1007/978-3-030-00329-6_31).
- T. Le, H. Dobashi, and K. Nagai. Configuration of redundant drive wire mechanism using double actuator modules. *ROBOMECH Journal*, 3, 12 2016. doi : 10.1186/s40648-016-0063-1.
- Z. Li, J. Erskine, S. Caro, and A. Chriette. Design and control of a variable aerial cable towed system. *IEEE Robotics and Automation Letters*, 5(2) :636–643, 2020. doi : 10.1109/LRA.2020.2964165.
- R. Lindemann and D. Tesar. Construction and demonstration of a 9-string 6 DOF force reflecting joystick for telerobotics. *Proceedings of the NASA Conference on Space Telerobotics*, 4 :55–63, 1989. URL <http://ebooks.cambridge.org/ref/id/CB09781107415324A009>.



- Linprog. Matlab linprog. <https://fr.mathworks.com/help/optim/ug/linprog.html>. Accessed : 2021-01-14.
- T. Ludvigsen. Hangprinter. URL <http://www.vitana.se/opr3d/tbear/>.
- K. Maeda, S. Tadokoro, T. Takamori, M. Hiller, and R. Verhoeven. On design of a redundant wire-driven parallel robot WARP manipulator. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No.99CH36288C)*, volume 2, pages 895–900. IEEE, 1999. ISBN 0-7803-5180-0. doi : 10.1109/ROBOT.1999.772403. URL <http://ieeexplore.ieee.org/document/772403/>.
- J.-P. Merlet. *Les Robots Parallèles*. Hermes, Paris, 1990.
- J.-P. Merlet. MARIONET, A Family of Modular Wire-Driven Parallel Robots. In J. Lenarcic and M. M. Stanisic, editors, *Advances in Robot Kinematics : Motion in Man and Machine*, pages 53–61, Dordrecht, 2010. Springer Netherlands. ISBN 978-90-481-9262-5.
- J.-P. Merlet. A generic numerical continuation scheme for solving the direct kinematics of cable-driven parallel robot with deformable cables. In *2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, pages 4337–4343, 2016. doi : 10.1109/IROS.2016.7759638.
- J.-P. Merlet. Direct Kinematics of CDPR with Extra Cable Orientation Sensors : The 2 and 3 Cables Case with Perfect Measurement and Ideal or Elastic Cables. In C. Gosselin, P. Cardou, T. Bruckmann, and A. Pott, editors, *Cable-Driven Parallel Robots*, pages 180–191, Cham, 2018a. Springer International Publishing. ISBN 978-3-319-61431-1.
- J.-P. Merlet. *A New Generic Approach for the Inverse Kinematics of Cable-Driven Parallel Robot with 6 Deformable Cables*, pages 209–216. Springer International Publishing, Cham, 2018b. ISBN 978-3-319-56802-7. doi : 10.1007/978-3-319-56802-7\_22.
- J.-P. Merlet. Some properties of the irvine cable model and their use for the kinematic analysis of cable-driven parallel robots. *Mechanism and Machine Theory*, 135 :271 – 280, 2019. ISSN 0094-114X. doi : <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2019.02.009>.
- J.-P. Merlet and J. Alexandre-dit Sandretto. The Forward Kinematics of Cable-Driven Parallel Robots with Sagging Cables. In A. Pott and T. Bruckmann, editors, *Cable-Driven Parallel Robots*, pages 3–15, Cham, 2015. Springer International Publishing. ISBN 978-3-319-09489-2.

- J.-P. Merlet and D. Daney. A New Design for Wire-Driven Parallel Robot. In *Inter. Cong. Design and Modelling of Mechanical Systems (CMSM 2007)*, 2007.
- J. P. Merlet and D. Daney. A portable, modular parallel wire crane for rescue operations. *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 2834–2839, 2010. ISSN 10504729. doi : 10.1109/ROBOT.2010.5509299.
- J.-P. Merlet, Y. Papegay, and A.-V. Gasc. The prince’s tears, a large cable-driven parallel robot for an artistic exhibition. In *2020 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 10378–10383, 2020. doi : 10.1109/ICRA40945.2020.9197011.
- R. Mersi, S. Vali, M. S. haghghi, G. Abbasnejad, and M. T. Masouleh. Design and control of a suspended cable-driven parallel robot with four cables. In *2018 6th RSI International Conference on Robotics and Mechatronics (ICRoM)*, pages 470–475, 2018. doi : 10.1109/ICRoM.2018.8657534.
- M. A. Meyers and K. K. Chawla. *Mechanical Behavior of Materials*. Cambridge University Press, 2008. ISBN 9780511810947. doi : 10.1017/CBO9780511810947. URL <http://ebooks.cambridge.org/ref/id/CB09780511810947>.
- P. Miermeister, W. Kraus, T. Lan, and A. Pott. An Elastic Cable Model for Cable-Driven Parallel Robots Including Hysteresis Effects. In A. Pott and T. Bruckmann, editors, *Mechanisms and Machine Science*, volume 32, pages 307–321. Springer International Publishing (Cable Con 2015), Cham, 2015. ISBN 978-3-319-09488-5. doi : 10.1007/978-3-319-09489-2. URL [http://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-319-09489-2\\_{\\_}2](http://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-319-09489-2_{_}2).
- P. Miermeister, M. Lächele, R. Boss, C. Masone, C. Schenk, J. Tesch, M. Kerger, H. Teufel, A. Pott, and H. H. Bühlhoff. The CableRobot simulator large scale motion platform based on Cable Robot technology. In *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, volume 2016-Novem, pages 3024–3029, 2016. ISBN 9781509037629. doi : 10.1109/IROS.2016.7759468.
- L. Mikelsons, T. Bruckmann, M. Hiller, and D. Schramm. A real-time capable force calculation algorithm for redundant tendon-based parallel manipulators. In *2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 3869–3874, 2008. doi : 10.1109/ROBOT.2008.4543805.

- Mirjana M. Filipovic, Ana M. Djuric, Ljubinko B. Kevac, and Zeljko V. Despotovic. The elastic F-type Cable-suspended Parallel Robot in the Service of parents. In *International Workshop and Summer School on Medical and Service Robotics 2014*, 2014. doi : 10.13140/2.1.2771.0082. URL [https://www.academia.edu/7773807/The\\_elastic\\_F-type\\_Cable-suspended\\_Parallel\\_Robot\\_in\\_the\\_Service\\_of\\_Parents#1](https://www.academia.edu/7773807/The_elastic_F-type_Cable-suspended_Parallel_Robot_in_the_Service_of_Parents#1).
- Misumi. Misumi. <https://fr.misumi-ec.com/>. Accessed : 2021-01-19.
- M. Miyasaka, M. Haghhighipناه, Y. Li, and B. Hannaford. Hysteresis model of longitudinally loaded cable for cable driven robots and identification of the parameters. *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 2016-June :4051–4057, 2016. ISSN 10504729. doi : 10.1109/ICRA.2016.7487596.
- R. Nan. Five hundred meter aperture spherical radio telescope (FAST). *Science in China, Series G : Physics Astronomy*, 49(2) :129–148, 2006. ISSN 16721799. doi : 10.1007/s11433-006-0129-9.
- Norcan. Norcan. <https://www.mynorcan.com/>. Accessed : 2021-01-19.
- A.-f. Obaton, A. Bernard, G. Taillandier, and J.-m. Moschetta. Fabrication additive : état de l'art et besoins métrologiques engendrés Additive manufacturing : state of the art and generated metrological needs. *REVUE FRANÇAISE DE MÉTROLOGIE no 37*, 2015-1 :21–36, 2015. ISSN 1772-1792. doi : 10.1051/rfm/2015003.
- J. Oberhofer and H. J.Langer. Device and method for producing a three-dimensional object by means of stereography, 1991.
- Ode15s. Matlab ode15s. <https://fr.mathworks.com/help/matlab/ref/ode15s.html>. Accessed : 2021-01-13.
- Ode45. Matlab ode45. <https://fr.mathworks.com/help/matlab/ref/ode45.html>. Accessed : 2020-09-07.
- Openwall. Openwall. <https://carloratti.com/project/openwall/>. Accessed : 2020-12-17.
- M. J. . Otis, M. Mokhtari, C. du Tremblay, D. Laurendeau, F. de Rainville, and C. M. Gosselin. Hybrid control with multi-contact interactions for 6dof haptic foot platform on a cable-driven locomotion interface. In *2008 Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, pages 161–168, 2008.

- M. J. D. Otis, S. Comtois, D. Laurendeau, and C. Gosselin. Human safety algorithms for a parallel cable-driven haptic interface. In J. Angeles, B. Boulet, J. J. Clark, J. Kövecses, and K. Sidiqi, editors, *Brain, Body and Machine*, pages 187–200, Berlin, Heidelberg, 2010. Springer Berlin Heidelberg. ISBN 978-3-642-16259-6.
- E. Ottaviano. A system for tension monitoring in cable-based parallel architectures. In *12th IFToMM World Congress, Besançon (France)*. Academic Press, 2007.
- E. Ottaviano and M. Ceccarelli. Numerical and experimental characterization of singularities of a six-wire parallel architecture. *Robotica*, 25(3) :315–324, 2006. doi : 10.1017/S0263574706003110.
- E. Ottaviano, M. Ceccarelli, and M. De Ciantis. A 4-4 cable-based parallel manipulator for an application in hospital environment. In *2007 Mediterranean Conference on Control Automation*, pages 1–6, 2007.
- H. Otto, Viktor. Otto, viktor, hektor. <http://juerglehni.com/>. Accessed : 2020-12-17.
- B. Ouyang and W. Shang. Wrench-feasible workspace based optimization of the fixed and moving platforms for cable-driven parallel manipulators. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 30(6) :629 – 635, 2014. ISSN 0736-5845. doi : <https://doi.org/10.1016/j.rcim.2014.05.001>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0736584514000404>.
- F. Paccot, N. Andreff, and P. Martinet. A Review on the Dynamic Control of Parallel Kinematic Machines : Theory and Experiments. *The International Journal of Robotics Research*, 28 (3) :395–416, 2009. ISSN 0278-3649. doi : 10.1177/0278364908096236. URL <http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/0278364908096236>.
- R. Pannequin, M. Jouaiti, M. Boutayeb, P. Lucas, and D. Martinez. Automatic tracking of free-flying insects using a cable-driven robot. *Science Robotics*, 5(43) :eabb2890, 2020. doi : 10.1126/scirobotics.abb2890.
- N. Pedemonte, T. Rasheed, D. Marquez-gamez, P. Long, É. Hocquard, F. Babin, C. Fouché, G. Caverot, S. Caro, N. Pedemonte, T. Rasheed, D. Marquez-gamez, P. Long, and É. Hocquard. FASTKIT : A Mobile Cable-Driven Parallel Robot for Logistics. *Advances in Robotics Research : From Lab to Market*, 2020.

- S. Perreault and C. M. Gosselin. Cable-Driven Parallel Mechanisms : Application to a Locomotion Interface. *Journal of Mechanical Design*, 130(10) :102301, 2008. ISSN 10500472. doi : 10.1115/1.2965607.
- C. B. Pham, G. Yang, and S. H. Yeo. Dynamic analysis of cable-driven parallel mechanisms. In *Proceedings, 2005 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics.*, pages 612–617, 2005. doi : 10.1109/AIM.2005.1511050.
- J. Piao, X. J. Jin, J. Jung, E. Choi, J. O. Park, and C. S. Kim. Open-loop position control of a polymer cable-driven parallel robot via a viscoelastic cable model for high payload workspaces. *Advances in Mechanical Engineering*, 9(12) :1–12, 2017. ISSN 16878140. doi : 10.1177/1687814017737199.
- V. Plotter. Vertical plotter. <https://people.ece.cornell.edu/land/courses/ece4760/FinalProjects/s2001/vp2/index.html>. Accessed : 2020-12-17.
- A. Pott. Handling system for moving object, particularly platform, comprises holding structure, multiple flexible elements, and drive element, where object is connected with drive element by flexible elements, 2009.
- A. Pott. Influence of Pulley Kinematics on Cable-Driven Parallel Robots. In J. Lenarcic and M. Husty, editors, *Latest Advances in Robot Kinematics*, pages 197–204, Dordrecht, 2012. Springer Netherlands. ISBN 978-94-007-4620-6.
- A. Pott and V. Schmidt. Befestigungsvorrichtung für ein seilende, 2012.
- A. Pott, T. Bruckmann, and L. Mikelsons. Closed-form Force Distribution for Parallel Wire Robots. In A. Kecskeméthy and A. Müller, editors, *Computational Kinematics, Kecskeméthy A., Müller A., Eds*, pages 25–34. Springer, Berlin, Heidelberg, 2009. ISBN 3642019463. doi : 10.1007/978-3-642-01947-0\_4. URL [http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-01947-0\\_4](http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-01947-0_4).
- A. Pott, C. Meyer, and A. Verl. Large-scale assembly of solar power plants with parallel cable robots. In *ISR 2010 (41st International Symposium on Robotics) and ROBOTIK 2010 (6th German Conference on Robotics)*, pages 1–6, 2010.
- A. Pott, H. Mütherich, W. Kraus, V. Schmidt, P. Miermeister, and A. Verl. IPAnema : A family of Cable-Driven Parallel Robots for Industrial Applications. In T. Bruckmann and A. Pott, editors, *Cable-Driven Parallel Robots*, pages 119–134. Springer Berlin Heidelberg, Berlin,

- Heidelberg, 2013. ISBN 978-3-642-31988-4. doi : 10.1007/978-3-642-31988-4\_8. URL [https://doi.org/10.1007/978-3-642-31988-4\\_8](https://doi.org/10.1007/978-3-642-31988-4_8).
- A. Pott, P. Tempel, A. Verl, and F. Wulle. Design, implementation and long-term running experiences of the cable-driven parallel robot caro printer. In *Mechanisms and Machine Science*, volume 74, pages 379–390, 2019. doi : 10.1007/978-3-030-20751-9\_32.
- S. Qian, K. Bao, B. Zi, and N. Wang. Kinematic Calibration of a Cable-Driven Parallel Robot for 3D Printing. *Sensors*, 18(9) :2898, 2018a. ISSN 1424-8220. doi : 10.3390/s18092898. URL <http://www.mdpi.com/1424-8220/18/9/2898>.
- S. Qian, B. Zi, D. Wang, and Y. Li. Development of modular cable-driven parallel robotic systems. *IEEE Access*, PP :1–1, 12 2018b. doi : 10.1109/ACCESS.2018.2889245.
- T. Rasheed, P. Long, D. Marquez-Gamez, and S. Caro. *Tension Distribution Algorithm for Planar Mobile Cable-Driven Parallel Robots*, pages 268–279. Springer, Cham, 07 2018. ISBN 978-3-319-61430-4. doi : 10.1007/978-3-319-61431-1\_23.
- RIDE. Ride. <http://www.ride.com.tr/ride-simulator/wire-trap.html>. Accessed : 2020-08-26.
- N. Riehl, M. Gouttefarde, S. Krut, C. Baradat, and F. Pierrot. Effects of non-negligible cable mass on the static behavior of large workspace cable-driven parallel mechanisms. *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 2193–2198, 2009. ISSN 10504729. doi : 10.1109/ROBOT.2009.5152576.
- N. Riehl, M. Gouttefarde, C. Baradat, and F. Pierrot. On the determination of cable characteristics for large dimension cable-driven parallel mechanisms. In *2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 4709–4714, 2010. doi : 10.1109/ROBOT.2010.5509887.
- J. Rodnunsky and B. Trou. Novel aerial cableway and method for filming subjects in motion, 1995.
- M. Rognant and E. Courteille. Improvement of Cable Tension Observability Through a New Cable Driving Unit Design. In *Cable-Driven Parallel Robots*, pages 280–291. Springer, Cham, 2018. doi : 10.1007/978-3-319-61431-1\_24. URL [http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-61431-1\\_24](http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-61431-1_24).

- G. Rosati, P. Gallina, S. Masiero, and A. Rossi. Design of a new 5 d.o.f. wire-based robot for rehabilitation. *Proceedings of the 2005 IEEE 9th International Conference on Rehabilitation Robotics*, 2005(September 2014) :430–433, 2005. doi : 10.1109/ICORR.2005.1501135.
- G. Rosati, S. Masiero, and A. Rossi. On the Use of Cable-Driven Robots in Early Inpatient Stroke Rehabilitation. In *Advances in Italian Mechanism Science*, pages 551–558. Springer, Cham, 2017. doi : 10.1007/978-3-319-48375-7\_59. URL [http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-48375-7\\_59](http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-48375-7_59).
- B. Rose. The NASA Playground That Takes Virtual Reality To a Whole New Level. URL <https://gizmodo.com/the-nasa-playground-that-takes-virtual-reality-to-a-who-1658637427>.
- J. Saint-Aubert, S. RÃ©gnier, and S. Haliyo. Slack strategy for cable driven haptic interfaces. In *2017 IEEE World Haptics Conference (WHC)*, pages 581–586, 2017. doi : 10.1109/WHC.2017.7989966.
- J. Saint-Aubert, S. RÃ©gnier, and S. Haliyo. Cable driven haptic interface for co-localized desktop vr. In *2018 IEEE Haptics Symposium (HAPTICS)*, pages 351–356, 2018. doi : 10.1109/HAPTICS.2018.8357200.
- J. C. Santos, A. Chemori, and M. Gouttefarde. Redundancy resolution integrated model predictive control of cdprs : Concept, implementation and experiments. In *2020 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, pages 3889–3895, 2020. doi : 10.1109/ICRA40945.2020.9197271.
- V. Schmidt and A. Pott. Implementing Extended Kinematics of a Cable-Driven Parallel Robot in Real-Time. In T. Bruckmann and A. Pott, editors, *Cable-Driven Parallel Robots*, pages 287–298. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2013. ISBN 978-3-642-31988-4. doi : 10.1007/978-3-642-31988-4\_18. URL [https://doi.org/10.1007/978-3-642-31988-4\\_18](https://doi.org/10.1007/978-3-642-31988-4_18).
- V. Schmidt and A. Pott. Increase of position accuracy for cable-driven parallel robots using a model for elongation of plastic fiber ropes. In P. Wenger and P. Flores, editors, *New Trends in Mechanism and Machine Science*, pages 335–343, Cham, 2017. Springer International Publishing.
- V. Schmidt and A. Pott. Bending cycles and cable properties of polymer fiber cables for fully constrained cable-driven parallel robots. In C. Gosselin, P. Cardou, T. Bruckmann,

- and A. Pott, editors, *Cable-Driven Parallel Robots (Cable Con 2017), Mechanisms and Machine Science*, volume 53, pages 85–94. Springer, Cham, 2018. ISBN 9783319614304. doi : 10.1007/978-3-319-61431-1\_8.
- Scribit. Scribit. <https://scribit.design/>. Accessed : 2020-08-20.
- S. Seriani, M. Seriani, and P. Gallina. Workspace optimization for a planar cable-suspended direct-driven robot. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, 34 :1–7, 08 2015. doi : 10.1016/j.rcim.2015.01.004.
- S. Seriani, P. Gallina, and A. Wedler. A modular cable robot for inspection and light manipulation on celestial bodies. *Acta Astronautica*, 123 :145–153, jun 2016. ISSN 00945765. doi : 10.1016/j.actaastro.2016.03.020. URL <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0094576516300388>.
- B. Siciliano and O. Khatib. *Springer Handbook of Robotics*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2008. ISBN 978-3-540-23957-4. doi : 10.1007/978-3-540-30301-5. URL <http://link.springer.com/10.1007/978-3-540-30301-5>.
- Simulink. Matlab simulink. <https://fr.mathworks.com/products/simulink.html>. Accessed : 2020-09-07.
- Skycam. Application spotlight : Yaskawa makes skycam a football hero. <https://www.youtube.com/watch?v=WSJBA2MvDM>. Accessed : 2020-11-11.
- C. Sturm, L. Wildan, and T. Bruckmann. Wire Robot Suspension Systems for Wind Tunnels. In *Wind Tunnels and Experimental Fluid Dynamics Research*. InTech, jul 2011. doi : 10.5772/21578. URL <http://www.intechopen.com/books/wind-tunnels-and-experimental-fluid-dynamics-research/wire-robot-suspension-systems-for-wind-tunnels>.
- D. Surdilovic, J. Zhang, and R. Bernhardt. String-man : Wire-robot technology for safe, flexible and human-friendly gait rehabilitation. In *IEEE 10th International Conference on Rehabilitation Robotics*, 2007. ISBN 1424413206.
- A. Tang, Y. Li, L. Kong, and X. Cheng. Vibration analysis of tendon-based parallel robot for processing. *Advanced Materials Research*, 655-657 :1086–1091, 01 2013. doi : 10.4028/www.scientific.net/AMR.655-657.1086.



- X. Tang and Z. Shao. Trajectory generation and tracking control of a multi-level hybrid support manipulator in fast. *Mechatronics*, 23(8) :1113 – 1122, 2013. ISSN 0957-4158. doi : <https://doi.org/10.1016/j.mechatronics.2013.09.002>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0957415813001608>.
- P. Tempel. *Dynamics of Cable-Driven Parallel Robots with Elastic and Flexible, Time-Varying Length Cables*. thesis, University of Stuttgart, 2019.
- P. Tempel, F. Schnelle, A. Pott, and P. Eberhard. Design and programming for cable-driven parallel robots in the German Pavilion at the EXPO 2015. *Machines*, 3(3) :223–241, 2015. ISSN 20751702. doi : 10.3390/machines3030223.
- P. Tempel, F. Trautwein, and A. Pott. Experimental Identification of Stress-Strain Material Models of UHMWPE Fiber Cables for Improving Cable Tension Control Strategies. In *Advances in Robot Kinematics 2018. ARK 2018. Springer Proceedings in Advanced Robotics, vol 8*, pages 258–265. Springer, Cham, 2019. doi : 10.1007/978-3-319-93188-3\_30. URL [http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-93188-3\\_30](http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-93188-3_30).
- C. Thompson and P. Campbell. Tendon Suspended Platform Robot, 1996.
- Torium. Torium avm wire trap ride simulator. <https://www.youtube.com/watch?v=c5S7RrQKI9A>. Accessed : 2020-08-26.
- H. Tourajzadeh. Design and manufacturing the torque gauge of icasbot and implementing its data transfer protocol. *International Journal of Advanced Design and Manufacturing Technology (ADMT)*, 11 2013.
- F. E. Ueltschi. Mechanically actuated marionette control mechanism, 1949.
- E. Uhlmann, U. Mette, J.-P. Haertig, M. Seibt, and E. Schaeper. Tool machine and method for high precision spatial arrangement of tool or workpiece by adjusting length of cord suspending tool or workpiece, 2000.
- UltimakerS5. Ultimakers5. <https://ultimaker.com/fr/3d-printers/ultimaker-s5>, <https://www.makershop.fr/imprimantes-3d/2023-ultimaker-s5.html>. Accessed : 2021-01-06.
- H. Vallery, P. Lutz, J. von Zitzewitz, G. Rauter, M. Fritschi, C. Everarts, R. Ronsse, A. Curt, and M. Bolliger. Multidirectional transparent support for overground gait training. In *2013*

- IEEE 13th International Conference on Rehabilitation Robotics (ICORR)*, pages 1–7, 2013. doi : 10.1109/ICORR.2013.6650512.
- R. Verhoeven. Analysis of the Workspace of Tendon-based Stewart Platforms. *Thesis*, 2004.
- J. von Zitzewitz, G. Rauter, H. Vallery, A. Morger, and R. Riener. Forward kinematics of redundantly actuated, tendon-based robots. In *2010 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 2289–2294, 2010. doi : 10.1109/IROS.2010.5649255.
- J. von Zitzewitz, A. Morger, G. Rauter, L. Marchal-Crespo, F. Crivelli, D. Wyss, T. Bruckmann, and R. Riener. A reconfigurable, tendon-based haptic interface for research into human-environment interactions. *Robotica*, 31(3) :441–453, may 2013. ISSN 0263-5747. doi : 10.1017/S026357471200046X. URL [https://www.cambridge.org/core/product/identifier/S026357471200046X/type/journal\\_article](https://www.cambridge.org/core/product/identifier/S026357471200046X/type/journal_article).
- S. Walairacht, K. Yamada, Y. Koike, and M. Sato. Modeling Virtual Hands with Haptic Interface Device. In *ICAT '99*, pages 4–7, 1999.
- M. Wehr, A. Pott, and K. H. Wehking. Bending fatigue strength and lifetime of fiber ropes. In *Mechanisms and Machine Science (Cable Con 2017)*, volume 53, pages 73–84. Springer, Cham, 2018. ISBN 9783319614304. doi : 10.1007/978-3-319-61431-1\_7. URL [http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-61431-1\\_7](http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-61431-1_7).
- R. L. Williams. Cable-suspended haptic interface. *American Society of Mechanical Engineers, Dynamic Systems and Control Division (Publication) DSC*, 64(740) :207–212, 1998. ISSN 1081-1451. doi : 10.20870/ijvr.1998.3.3.2627.
- R. L. Williams, J. S. Albus, and R. V. Bostelman. 3D cable-based Cartesian metrology system. *Journal of Robotic Systems*, 21(5) :237–257, 2004. ISSN 07412223. doi : 10.1002/rob.20012.
- R. L. Williams II and J. Pagan. Algae harvesting from large outdoor ponds using a novel parallel robot system. *Journal of Computer Sciences and Applications*, 6 :38–42, 05 2018. doi : 10.12691/jcsa-6-1-5.
- Y. Wu, H. H. Cheng, A. Fingrut, K. Crolla, Y. Yam, and D. Lau. CU-brick cable-driven robot for automated construction of complex brick structures : From simulation to hardware realisation. In *2018 IEEE International Conference on Simulation, Modeling, and Programming for Autonomous Robots (SIMPAN)*, pages 166–173. IEEE, may 2018. ISBN 978-1-5386-5974-8.

doi : 10.1109/SIMPAR.2018.8376287. URL <https://ieeexplore.ieee.org/document/8376287/>.

- H. Xiong and X. Diao. The effect of cable tensions on the stiffness of cable-driven parallel manipulators. *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, AIM*, pages 1185–1190, 2017. doi : 10.1109/AIM.2017.8014179.
- H. Xiong and X. Diao. Cable tension control of cable-driven parallel manipulators with position-controlling actuators. In *2017 IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)*, pages 1763–1768, 2017. doi : 10.1109/ROBIO.2017.8324673.
- H. Xiong and X. Diao. The effects of cables’ strain and specific stiffness on the stiffness of cable-driven parallel manipulators. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science*, 233(15) :5448–5459, 2019. ISSN 20412983. doi : 10.1177/0954406219846536.
- W. Yang Ho, W. Kraus, A. Mangold, and A. Pott. Haptic Interaction with a Cable-Driven Parallel Robot Using Admittance Control. In A. Pott and T. Bruckmann, editors, *Cable-Driven Parallel Robots*, pages 201–212, Cham, 2015. Springer International Publishing. ISBN 978-3-319-09489-2.
- W. Yi, Y. Zheng, W. Wang, X. Tang, X. Liu, and F. Meng. Optimal design and force control of a nine-cable-driven parallel mechanism for lunar takeoff simulation. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 32(73), 2019. doi : 10.1186/s10033-019-0382-2.
- H. Yuan, E. Courteille, and D. Deblaise. Elastodynamic analysis of cable-driven parallel manipulators considering dynamic stiffness of sagging cables. In *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 4055–4060, 2014. ISBN 9781479936847. doi : 10.1109/ICRA.2014.6907448.
- H. Yuan, E. Courteille, and D. Deblaise. Static and dynamic stiffness analyses of cable-driven parallel robots with non-negligible cable mass and elasticity. *Mechanism and Machine Theory*, 85 :64–81, 2015. ISSN 0094114X. doi : 10.1016/j.mechmachtheory.2014.10.010. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2014.10.010>.
- H. Yuan, E. Courteille, and D. Deblaise. Force Distribution with Pose-dependent Force Boundaries for Redundant Actuated Cable-Driven Parallel Robots. *Journal of Mechanisms and Robotics*, 8(4) :041004, 2016. doi : 10.1115/1.4032104. URL <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01237942>.

- H. Yuan, E. Courteille, M. Gouttefarde, and P. E. Hervé. Vibration analysis of cable-driven parallel robots based on the dynamic stiffness matrix method. *Journal of Sound and Vibration*, 394 :527–544, 2017. ISSN 10958568. doi : 10.1016/j.jsv.2017.02.003. URL <http://dx.doi.org/10.1016/j.jsv.2017.02.003>.
- K. Yuji. Wire driving type manipulator, 1997.
- Z. Zhang, Z. Shao, L. Wang, and A. J. Shih. Optimal design of a high-speed pick-and-place cable-driven parallel robot. In *Mechanisms and Machine Science*, volume 53, pages 340–352, 2018. ISBN 9783319614304. doi : 10.1007/978-3-319-61431-1\_29.
- Y. Zhong and S. Qian. A Cable-Driven Parallel Robot for 3D Printing. In *2018 IEEE International Conference on Mechatronics, Robotics and Automation, ICMRA 2018*, pages 199–203, 2018. ISBN 9781538652701. doi : 10.1109/ICMRA.2018.8490542.
- B. Zi, B. Y. Duan, J. L. Du, and H. Bao. Dynamic modeling and active control of a cable-suspended parallel robot. *Mechatronics*, 18(1) :1–12, 2008. ISSN 09574158. doi : 10.1016/j.mechatronics.2007.09.004.
- B. Zi, J. Cao, H. Zhu, and H. Sun. Comparative study of cable parallel manipulators with and without hybrid-driven planar five-bar mechanism. *Applied Mathematical Modelling*, 38, 05 2014. doi : 10.1016/j.apm.2014.05.002.
- B. Zi, N. Wang, S. Qian, and K. Bao. Design, stiffness analysis and experimental study of a cable-driven parallel 3D printer. *Mechanism and Machine Theory*, 132(2) :207–222, 2019. ISSN 0094114X. doi : 10.1016/j.mechmachtheory.2018.11.003. URL <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2018.11.003>.
- Y. Zou, N. Wang, X. Wang, H. Ma, and K. Liu. Design and Experimental Research of Movable Cable-Driven Lower Limb Rehabilitation Robot. *IEEE Access*, 7 :2315–2326, 2019. ISSN 21693536. doi : 10.1109/ACCESS.2018.2887233.



# Annexe A

## Détail du calcul de la matrice de rigidité

En commençant de l'équation 3.26 :

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial \mathbf{q}} \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \\ \frac{\partial}{\partial \mathbf{q}} \sum_{i=1}^8 t_i \mathbf{u}_i^0 \times \mathbf{b}_i \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.1})$$

### Calcul de la variation

Nous pouvons écrire

$$d(t_i \mathbf{u}_i^0) = d(k_i (l_i - l_{0,i})) + t_i d\mathbf{u}_i^0 = k_i \mathbf{u}_i^0 dl_i + t_i d\mathbf{u}_i^0$$

Aussi

$$d(t_i \mathbf{u}_i^0 \times \mathbf{b}_i \mathbf{c}^0) = (k_i \mathbf{u}_i^0 dl_i + t_i d\mathbf{u}_i^0) \times \mathbf{b}_i \mathbf{c}^0 + t_i \mathbf{u}_i^0 \times d\mathbf{b}_i \mathbf{c}^0$$

Ce qui nous donne la variation de la somme des forces et des moments appliqués par les câbles :

$$\begin{aligned}
d \sum_{i=1}^8 \begin{bmatrix} t_i \mathbf{u}_i^0 \\ t_i \mathbf{u}_i^0 \times \mathbf{b}_i \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \mathbf{u}_1^0 & \dots & \mathbf{u}_8^0 \\ \mathbf{u}_1^0 \times \mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 & \dots & \mathbf{u}_8^0 \times \mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_1 & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & k_8 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dl_1 \\ \vdots \\ dl_8 \end{bmatrix} \\
&+ \begin{bmatrix} d\mathbf{u}_1^0 & \dots & d\mathbf{u}_8^0 \\ d\mathbf{u}_1^0 \times \mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 & \dots & d\mathbf{u}_8^0 \times \mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} t_1 \\ \vdots \\ t_8 \end{bmatrix} \\
&+ \begin{bmatrix} \mathbf{0}_3 & \dots & \mathbf{0}_3 \\ \mathbf{u}_1^0 \times d\mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 & \dots & \mathbf{u}_8^0 \times d\mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} t_1 \\ \vdots \\ t_8 \end{bmatrix} \\
&= \begin{bmatrix} \mathbf{u}_1^0 & \dots & \mathbf{u}_8^0 \\ \mathbf{u}_1^0 \times \mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 & \dots & \mathbf{u}_8^0 \times \mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_1 & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & k_8 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dl_1 \\ \vdots \\ dl_8 \end{bmatrix} \\
&+ \begin{bmatrix} t_1 \mathbf{I}_3 & \dots & t_8 \mathbf{I}_3 \\ t_1 [\mathbf{cb}_1^0 \times] & \dots & t_8 [\mathbf{cb}_8^0 \times] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\mathbf{u}_1^0 \\ \vdots \\ \mathbf{u}_8^0 \end{bmatrix} \\
&+ \begin{bmatrix} \mathbf{0}_3 & \dots & \mathbf{0}_3 \\ t_1 [\mathbf{u}_1^0 \times] & \dots & t_8 [\mathbf{u}_8^0 \times] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 \\ \vdots \\ d\mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \end{bmatrix}
\end{aligned} \tag{A.2}$$

Variation de  $\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0$

Nous avons :

$$\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0 = -l_i \mathbf{u}_i^0$$

Donc :

$$d\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0 = d(\mathbf{ob}_i^0 - \mathbf{oa}_i^0) = d\mathbf{oc}^0 + d\mathbf{cb}_i^0$$

$$d\mathbf{oc}^0 + d\mathbf{cb}_i^0 = \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \end{bmatrix}_0 + \mathbf{R}_{E0} \begin{bmatrix} d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix}_E \times \mathbf{R}_{E0} \mathbf{cb}_i^E = \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \end{bmatrix}_0 - [\mathbf{R}_{E0} \mathbf{cb}_i^E \times] \mathbf{R}_{E0} \begin{bmatrix} d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix}_E$$

$$d(\mathbf{oc}^0 + \mathbf{cb}_i^0) = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{3 \times 3} & -[\mathbf{R}_{E0} \mathbf{cb}_i^E \times] \mathbf{R}_{E0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix}$$

$$d\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0 = d\mathbf{ob}_i^0 = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{3 \times 3} & [\mathbf{b}_i \mathbf{c}^0 \times] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix}$$

Variation de  $dl_i$

Nous avons :

$$l_i^2 = (\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0)^t \mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0$$

$$2l_i dl_i = 2(\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0)^t d\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0$$

$$dl_i = (\mathbf{u}_i^0)^t d\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0 = (\mathbf{u}_i^0)^t \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{3 \times 3} & -[\mathbf{R}_{E0} \mathbf{cb}_i^E \times] \mathbf{R}_{E0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} dl_1 \\ \vdots \\ dl_8 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\mathbf{u}_1^0)^t & -(\mathbf{u}_1^0)^t [\mathbf{R}_{E0} \mathbf{cb}_1^E \times] \mathbf{R}_{E0} \\ \vdots & \vdots \\ (\mathbf{u}_8^0)^t & -(\mathbf{u}_8^0)^t [\mathbf{R}_{E0} \mathbf{cb}_8^E \times] \mathbf{R}_{E0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\mathbf{u}_1^0)^t & -(\mathbf{u}_1^0)^t [\mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 \times] \\ \vdots & \vdots \\ (\mathbf{u}_8^0)^t & -(\mathbf{u}_8^0)^t [\mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \times] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix}$$

Finalement



$$\begin{bmatrix} dl_1 \\ \vdots \\ dl_8 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\mathbf{u}_1^0)^t & -(\mathbf{u}_1^0)^t [\mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 \times] \\ \vdots & \vdots \\ (\mathbf{u}_8^0)^t & -(\mathbf{u}_8^0)^t [\mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \times] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix} \quad (\text{A.3})$$

Calcul de  $d\mathbf{u}_i^0$

$$d(\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0) = dl_i \mathbf{u}_i^0 + l_i d\mathbf{u}_i^0 \rightarrow d\mathbf{u}_i^0 = \frac{d(\mathbf{a}_i \mathbf{b}_i^0)}{l_i} - \frac{dl_i}{l_i} \mathbf{u}_i^0$$

$$d\mathbf{u}_i^0 = \frac{1}{l_i} \left[ \mathbf{I}_{3 \times 3} - [\mathbf{R}_{E0} \mathbf{c} \mathbf{b}_i^E \times] \mathbf{R}_{E0} \right] \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix} - \frac{1}{l_i} (\mathbf{u}_i^0)^t \left[ \mathbf{I}_{3 \times 3} - [\mathbf{R}_{E0} \mathbf{c} \mathbf{b}_i^E \times] \mathbf{R}_{E0} \right] \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix} \mathbf{u}_i^0$$

$$d\mathbf{u}_i^0 = \frac{1}{l_i} \left[ \mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_i^0 (\mathbf{u}_i^0)^t \right] \left[ \mathbf{I}_{3 \times 3} - [\mathbf{c} \mathbf{b}_i^0 \times] \right] \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix}$$

$$d\mathbf{u}_i^0 = \frac{1}{l_i} \left[ \mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_i^0 (\mathbf{u}_i^0)^t - \left( \mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_i^0 (\mathbf{u}_i^0)^t \right) [\mathbf{c} \mathbf{b}_i^0 \times] \right] \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix}$$

Donc :

$$\begin{bmatrix} d\mathbf{u}_1^0 \\ \vdots \\ d\mathbf{u}_8^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{l_1} (\mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_1^0 (\mathbf{u}_1^0)^t) & \frac{1}{l_1} (\mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_1^0 (\mathbf{u}_1^0)^t) [\mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 \times] \\ \vdots & \vdots \\ \frac{1}{l_8} (\mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_8^0 (\mathbf{u}_8^0)^t) & \frac{1}{l_8} (\mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_8^0 (\mathbf{u}_8^0)^t) [\mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \times] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix} \quad (\text{A.4})$$

Calcul de  $d(\mathbf{cb}_i^0)$

$$d(\mathbf{cb}_i^0) = d(\mathbf{R}_{E0} \mathbf{cb}_i^E) = \mathbf{R}_{E0} \begin{bmatrix} d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix} \times \mathbf{R}_{E0} \mathbf{cb}_i^E$$

$$d(\mathbf{cb}_i^0) = -[\mathbf{cb}_i^0 \times] \begin{bmatrix} d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{3 \times 3} & [\mathbf{b}_i \mathbf{c}^0 \times] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dx \\ dy \\ dz \\ d\psi \\ d\theta \\ d\varphi \end{bmatrix} \quad (\text{A.5})$$

### Matrice de rigidité

La matrice de rigidité est la somme de trois matrices :

Les équations A.2 et A.3 donnent :

$$\mathbf{K}_1 = \begin{bmatrix} \mathbf{u}_1^0 & \dots & \mathbf{u}_8^0 \\ \mathbf{u}_1^0 \times \mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 & \dots & \mathbf{u}_8^0 \times \mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_1 & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & k_8 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (\mathbf{u}_1^0)^t & -(\mathbf{u}_1^0)^t [\mathbf{b}_1 \mathbf{c}^0 \times] \\ \vdots & \vdots \\ (\mathbf{u}_8^0)^t & -(\mathbf{u}_8^0)^t [\mathbf{b}_8 \mathbf{c}^0 \times] \end{bmatrix} \quad (\text{A.6})$$

Les équations A.2 et A.4 donnent :

$$\mathbf{K}_2 = \sum_{i=1}^8 \frac{t_i}{l_i} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_i^0 \mathbf{u}_i^{0t} & (\mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_i^0 \mathbf{u}_i^{0t}) [\mathbf{cb}_i^0 \times]^t \\ [\mathbf{cb}_i^0 \times] (\mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_i^0 \mathbf{u}_i^{0t}) & [\mathbf{cb}_i^0 \times] (\mathbf{I}_{3 \times 3} - \mathbf{u}_i^0 \mathbf{u}_i^{0t}) [\mathbf{cb}_i^0 \times]^t \end{bmatrix} \quad (\text{A.7})$$

Les équations A.2 et A.5 donnent :

$$\mathbf{K}_3 = \sum_{i=1}^8 t_i \begin{bmatrix} \mathbf{0}_3 & \mathbf{0}_3 \\ \mathbf{0}_3 & [\mathbf{u}_i^0 \times] [\mathbf{cb}_i^0 \times] \end{bmatrix} \quad (\text{A.8})$$



# Annexe B

## Paramètres des plateformes

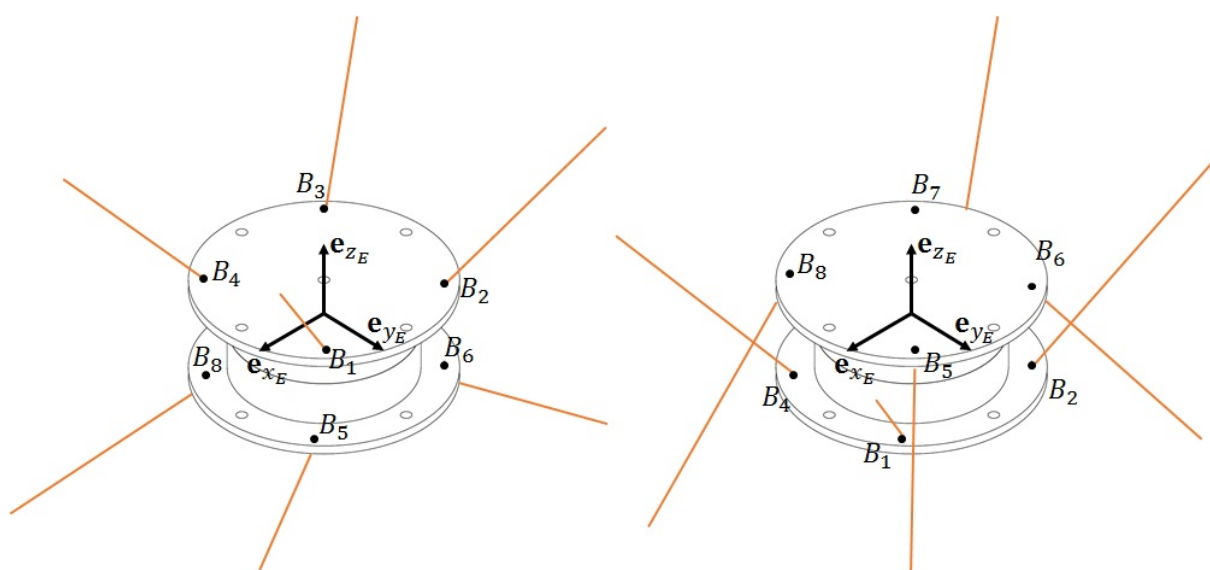


FIGURE B.1 – Croquis de la plateforme Init (gauche) et de la plateforme Init X (droite). Les plus grands trous sont pour la mire du laser tracker.

Masse totale de la plateforme initiale : 2,598 kg

Inertie de la plateforme initiale dans le repère  $\mathcal{R}_E$  :

$$\mathbf{I}_C^E (g.m^2) = \begin{bmatrix} 2,0925 & 0 & 0 \\ 0 & 2,0925 & 0 \\ 0 & 0 & 2,8978 \end{bmatrix}$$

Masse totale de la plateforme optimisée : 2,565 kg

Inertie de la plateforme optimisée dans le repère  $\mathcal{R}_E$  :

$$\mathbf{I}_C^E (g.m^2) = \begin{bmatrix} 2,3292 & 0 & 0 \\ 0 & 2,3292 & 0 \\ 0 & 0 & 3,3261 \end{bmatrix}$$

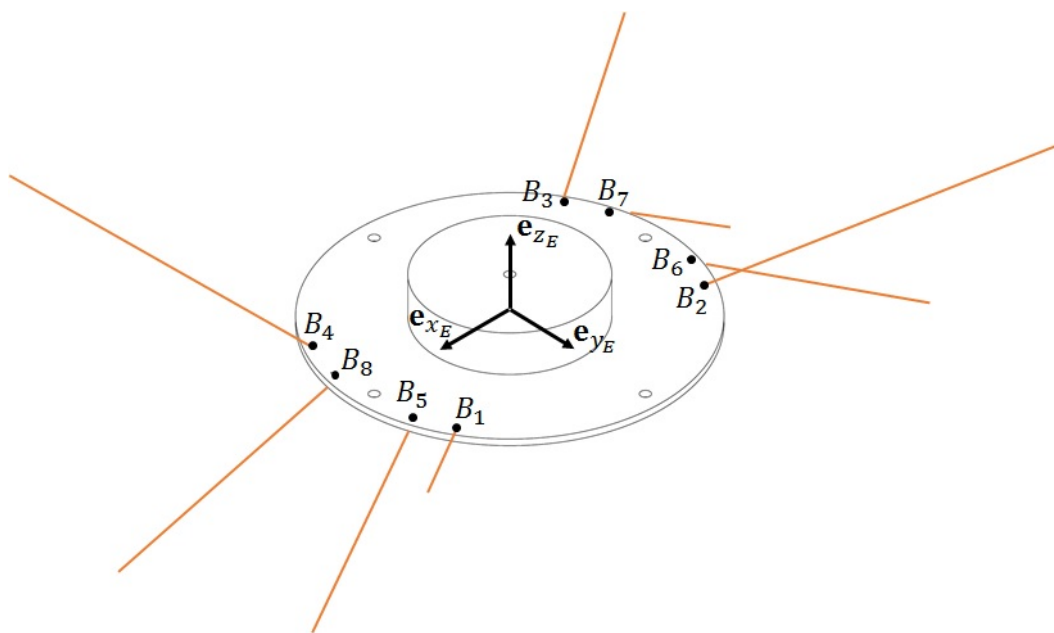


FIGURE B.2 – Croquis de la plateforme Optim. Les plus grands trous sont pour la mire du laser tracker.

# Annexe C

## Positions expérimentales des plateformes

	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4
$x$ (mm)	16,1765	16,0314	17,2349	15,9946
$y$ (mm)	-4,6232	-3,0921	-6,5292	-6,8132
$z$ (mm)	-61,2649	-61,7897	-61,0081	-60,1749
$\psi$ (deg)	-3,457	-5,135	-3,618	-3,784
$\theta$ (deg)	0,258	0,435	0,275	0,602
$\varphi$ (deg)	1,140	0,510	0,487	-0,619

TABLE C.1 – Position de la plateforme Init X avec les câbles en acier pour la première mesure

	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Essai 5
$x$ (mm)	13,3688	13,2162	13,1082	13,1879	13,4061
$y$ (mm)	-13,4034	-12,9447	-12,9477	-12,967	-12,8573
$z$ (mm)	-342,4017	-345,9368	-345,0411	-341,9873	-339,2288
$\psi$ (deg)	-0,017	-0,138	-0,149	0,040	-0,275
$\theta$ (deg)	0,155	-0,728	-0,802	-0,636	-0,258
$\varphi$ (deg)	-0,544	0,539	0,424	0,252	0,539

TABLE C.2 – Position de la plateforme Init X avec les câbles en acier pour la deuxième mesure

	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Essai 5
$x$ (mm)	-17,0713	-16,978	-17,5046	-16,9194	-16,511
$y$ (mm)	0,7332	-1,5365	-2,5318	-3,5753	-4,3708
$z$ (mm)	-85,3937	-85,8016	-85,7778	-85,8302	-85,5459
$\psi$ (deg)	-1,123	-0,877	-0,8308	-0,223	-0,235
$\theta$ (deg)	-0,109	-0,115	-0,052	0,011	-0,338
$\varphi$ (deg)	3,578	2,832	2,568	1,914	1,203

TABLE C.3 – Position de la plateforme Optim avec les câbles en acier pour la première mesure

	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Essai 5
$x$ (mm)	19,9875	19,746	19,1354	18,9717	18,7413
$y$ (mm)	-12,7769	-12,9328	-12,9455	-12,3626	-12,1588
$z$ (mm)	-336,9598	-365,333	-361,431	-360,3892	-355,7732
$\psi$ (deg)	-1,616	-1,278	-0,115	-0,017	0,292
$\theta$ (deg)	-1,364	-1,209	0,281	0,006	0,126
$\varphi$ (deg)	2,700	1,811	1,817	1,335	1,071

TABLE C.4 – Position de la plateforme Optim avec les câbles en acier pour la deuxième mesure

## Annexe D

# Rigidité théorique du câble en acier pour les deux plateformes

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4
x	<b>K</b>	45,456 kN/m	45,577 kN/m	45,785 kN/m	45,924 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,7%	99,5%	99%	98,7%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,3%	0,5%	1%	1,3%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%
y	<b>K</b>	46,311 kN/m	46,450 kN/m	46,640 kN/m	46,768 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,7%	99,5%	99%	98,7%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,3%	0,5%	1%	1,3%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%
z	<b>K</b>	61,573 kN/m	61,645 kN/m	61,870 kN/m	62,005 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,6%	99,7%	99,4%	99,2%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,2%	0,3%	0,6%	0,8%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%
$\psi$	<b>K</b>	4,3727 N.m/deg	4,3727 N.m/deg	4,4277 N.m/deg	4,4502 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,6%	99,1%	98,3%	97,8%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0%	0,1%	0,2%	0,2%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0,4%	0,8%	1,5%	2%
$\theta$	<b>K</b>	4,8539 N.m/deg	4,8754 N.m/deg	4,9267 N.m/deg	4,9579 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,5%	99%	98,1%	97,5%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,1%	0,1%	0,2%	0,2%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0,4%	0,9%	1,7%	2,2%
$\varphi$	<b>K</b>	0,1639 N.m/deg	0,2912 N.m/deg	0,5285 N.m/deg	0,685 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	22,8%	13,1%	6,7%	5,2%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	6,9%	7,8%	8,4%	8,5%
	<b>K<sub>force</sub></b>	70,3%	79,1%	84,9%	86,3%

TABLE D.1 – Rigidité théorique du câble acier sur les 6 degrés de liberté avec l'influence de chaque matrice sur la rigidité pour la plateforme Init X et la première position.



		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Essai 5
x	<b>K</b>	53,34 kN/m	53,48 kN/m	53,61 kN/m	53,58 kN/m	53,57 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,87%	99,82%	99,53%	99,40%	99,25%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,13%	0,18%	0,47%	0,60%	0,75%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%	0%
y	<b>K</b>	54,69 kN/m	54,83 kN/m	54,95 kN/m	54,92 kN/m	54,91 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,87%	99,82%	99,55%	99,42%	99,28%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,13%	0,18%	0,45%	0,58%	0,72%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%	0%
z	<b>K</b>	45,91 kN/m	45,70 kN/m	45,98 kN/m	46,28 kN/m	46,58 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,83%	99,76%	99,29%	99,09%	98,87%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,17%	0,24%	0,71%	0,91%	1,13%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%	0%
$\psi$	<b>K</b>	3,53 N.m/deg	3,522 N.m/deg	3,583 N.m/deg	3,62 N.m/deg	3,66 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,54%	99,27%	97,69%	97,06%	96,36%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,06%	0,09%	0,25%	0,32%	0,39%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0,40%	0,64%	2,06%	2,62%	3,25%
$\theta$	<b>K</b>	3,72 N.m/deg	3,70 N.m/deg	3,78 N.m/deg	3,83 N.m/deg	3,88 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,45%	99,14%	97,29%	96,55%	95,75%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,07%	0,11%	0,31%	0,39%	0,47%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0,48%	0,75%	2,40%	3,06%	3,78%
$\varphi$	<b>K</b>	0,14 N.m/deg	0,17 N.m/deg	0,37 N.m/deg	0,46 N.m/deg	0,56 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	38,81%	31,71%	14,54%	11,59%	9,57%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	5,92%	6,19%	7,44%	7,57%	7,96%
	<b>K<sub>force</sub></b>	55,27%	62,10%	78,02%	80,84%	82,47%

TABLE D.2 – Rigidité théorique du câble acier sur les 6 degrés de liberté avec l'influence de chaque matrice sur la rigidité pour la plateforme Init X et la seconde position.

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Essai 5
x	<b>K</b>	42,52 kN/m	42,62 kN/m	42,73 kN/m	42,87 kN/m	43,03 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,75%	99,51%	99,25%	98,92 %	98,52%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,25%	0,49%	0,75%	1,08%	1,48%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%	0%
y	<b>K</b>	55,05 kN/m	55,15 kN/m	55,25 kN/m	55,38 kN/m	55,53 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,82%	99,66%	99,48%	99,26%	98,98%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,18%	0,34%	0,52%	0,74%	1,02%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%	0%
z	<b>K</b>	63,21 kN/m	63,30 kN/m	63,40 kN/m	63,52 kN/m	63,68 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,87%	99,73%	99,58%	99,40%	99,17%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,13%	0,27%	0,42%	0,60%	0,83%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%	0%
$\psi$	<b>K</b>	1,76 N.m/deg	1,80 N.m/deg	1,84 N.m/deg	1,90 N.m/deg	1,97 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	96,99%	94,51%	91,87%	88,82%	85,28%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,17%	0,28%	0,42%	0,55%	0,71%
	<b>K<sub>force</sub></b>	2,84%	5,21%	7,71%	10,63%	14,01%
$\theta$	<b>K</b>	8,83 N.m/deg	8,95 N.m/deg	9,07 N.m/deg	9,23 N.m/deg	9,42 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	98,78%	97,60%	96,32%	94,78%	92,94
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,14%	0,29%	0,45%	0,64%	0,85%
	<b>K<sub>force</sub></b>	1,08%	2,11%	3,23%	4,58%	6,21%
$\varphi$	<b>K</b>	4,01 N.m/deg	4,14 N.m/deg	4,30 N.m/deg	4,50 N.m/deg	4,75 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	96,10%	92,63%	89,02%	84,87%	80,14%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,44%	0,86%	1,31%	1,85%	2,54%
	<b>K<sub>force</sub></b>	3,46%	6,51%	9,67%	13,28%	17,32%

TABLE D.3 – Rigidité théorique du câble acier sur les 6 degrés de liberté avec l'influence de chaque matrice sur la rigidité pour la plateforme Optim et la première position.

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4	Essai 5
x	<b>K</b>	49,42 kN/m	49,49 kN/m	49,52 kN/m	49,56 kN/m	49,51 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,66%	99,44%	99,25%	99,11%	99,00%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,34%	0,56%	0,75%	0,89%	1,00%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%	0%
y	<b>K</b>	65,99 kN/m	66,03 kN/m	65,99 kN/m	66,02 kN/m	65,91 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,79%	99,66%	99,54%	99,47%	99,40%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,21%	0,34%	0,46%	0,53%	0,60%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%	0%
z	<b>K</b>	45,28 kN/m	45,54 kN/m	45,91 kN/m	46,07 kN/m	46,44 kN/m
	<b>K<sub>cable</sub></b>	99,54%	99,22%	98,96%	98,77%	98,64%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,46%	0,78%	1,04%	1,23%	1,36%
	<b>K<sub>force</sub></b>	0%	0%	0%	0%	0%
$\psi$	<b>K</b>	1,71 N.m/deg	1,75 N.m/deg	1,79 N.m/deg	1,81 N.m/deg	1,84 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	95,56%	93,03%	90,9%	89,48%	88,32%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,22%	0,35%	0,44%	0,50%	0,55%
	<b>K<sub>force</sub></b>	4,22%	6,62%	8,66%	10,02%	11,13%
$\theta$	<b>K</b>	6,08 N.m/deg	6,24 N.m/deg	6,39 N.m/deg	6,49 N.m/deg	6,60 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	96,62%	94,48%	92,69%	91,45%	90,57%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,51%	0,87%	1,19%	1,41%	1,55%
	<b>K<sub>force</sub></b>	2,87%	4,65%	6,12%	7,14%	7,88%
$\varphi$	<b>K</b>	5,74 N.m/deg	5,90 N.m/deg	6,04 N.m/deg	6,14 N.m/deg	6,21 N.m/deg
	<b>K<sub>cable</sub></b>	95,33%	92,44%	90,06%	88,41%	87,09%
	<b>K<sub>lat</sub></b>	0,51%	0,86%	1,14%	1,37%	1,54%
	<b>K<sub>force</sub></b>	4,16%	6,70%	8,80%	10,22%	11,37%

TABLE D.4 – Rigidité théorique du câble acier sur les 6 degrés de liberté avec l'influence de chaque matrice sur la rigidité pour la plateforme Optim et la seconde position.

## Annexe E

### Mise en plan de l'enrouleur

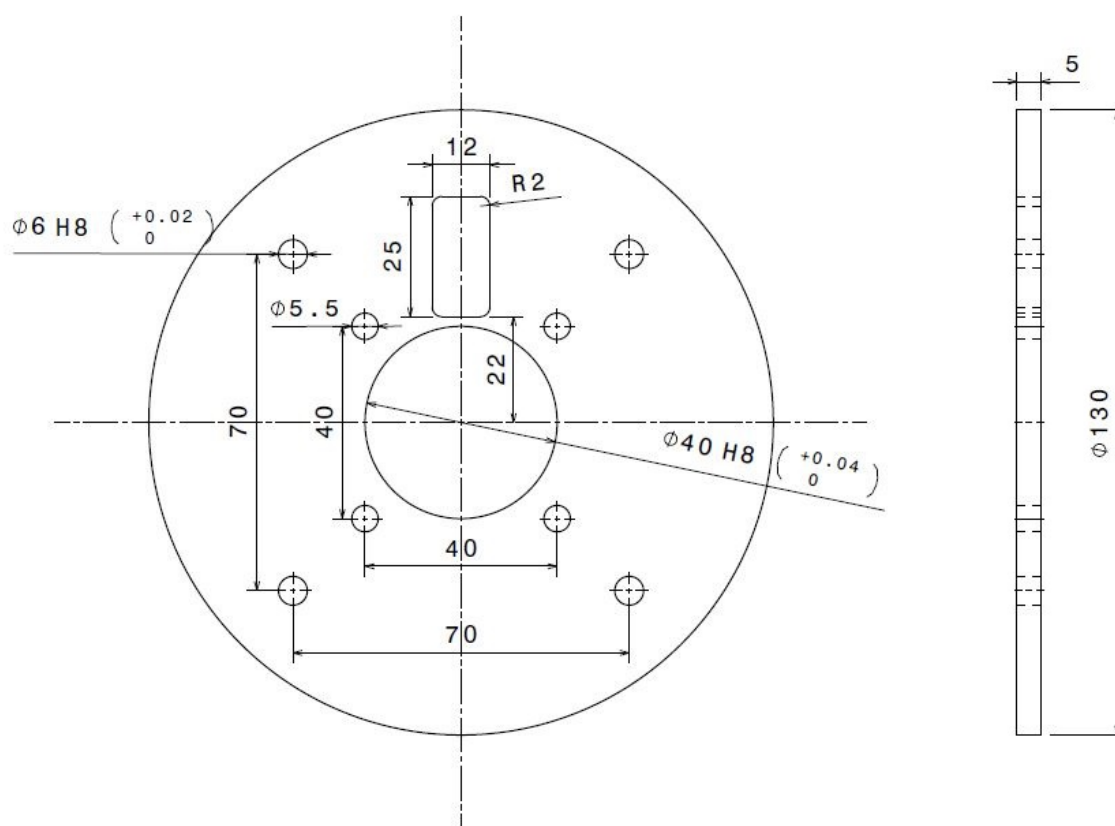


FIGURE E.1 – Mise en plan de la partie plexiglas de l'enrouleur.

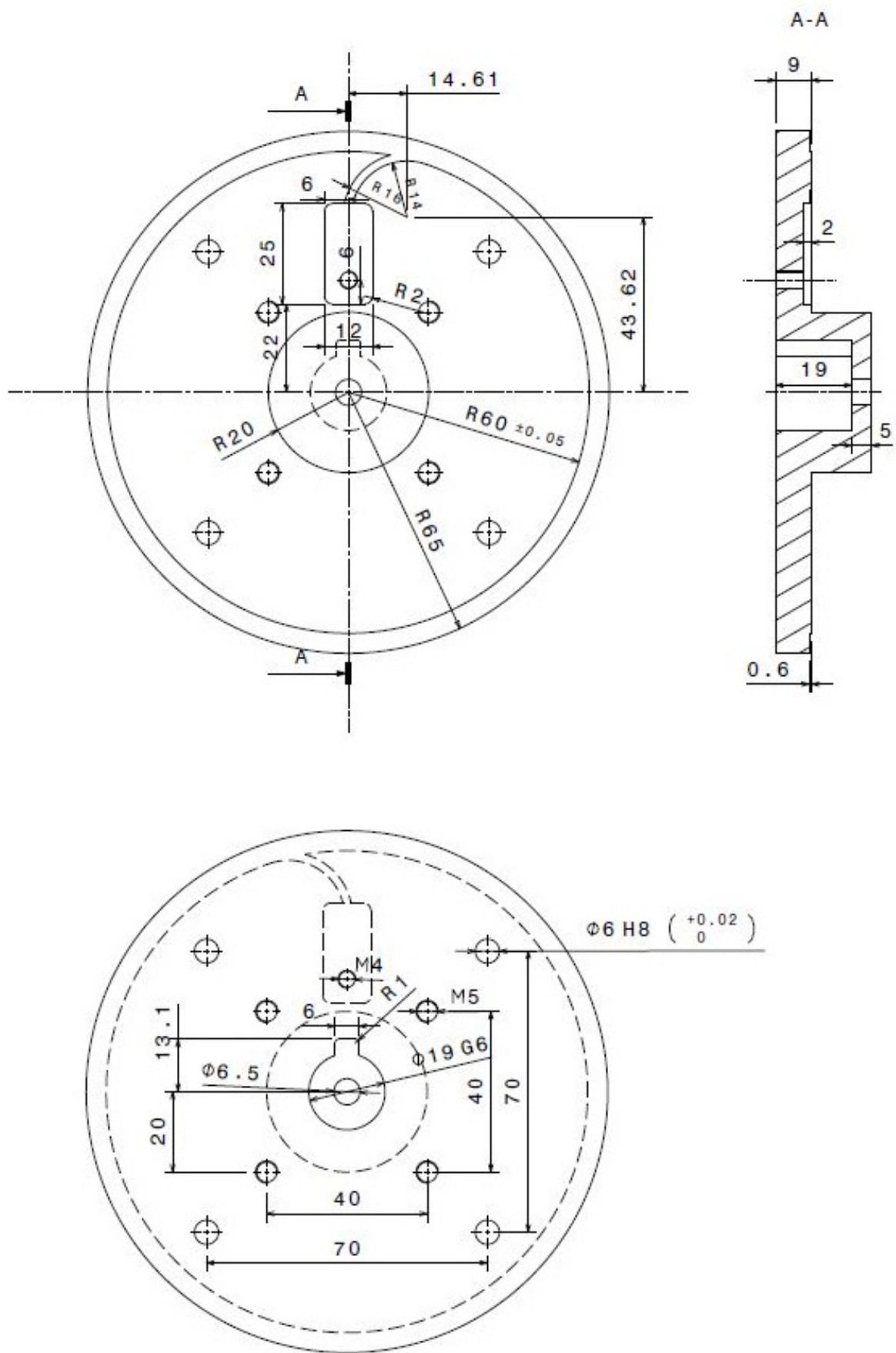


FIGURE E.2 – Mise en plan de la partie aluminium de l'enrouleur.