



N° d'ordre NNT :
2021LYSEI105

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée au sein de
I'INSA Lyon

Ecole Doctorale N° 162
Mécanique, Énergétique, Génie Civil, Acoustique

Spécialité/ discipline de doctorat :
Génie Mécanique

Soutenue publiquement le 09/12/2021, par :
Florian Lacaze

**Conception et contrôle vibratoire d'un
robot parallèle à câbles pour
l'impression 3D**

Devant le jury composé de :

Arnaud Deraemaeker, Professeur des Universités, ULB
Marc Gouttefarde, Directeur de Recherche, LIRMM
Chedli Bouzgarrou, Professeur des Universités, SIGMA Clermont
Hélène Chanal, Maître de Conférences HDR, SIGMA Clermont
Simon Chesné, Maître de Conférences HDR, INSA Lyon
Didier Rémond, Professeur des Universités, INSA Lyon

Rapporteur
Rapporteur
Examineur/Président
Examinatrice
Directeur de thèse
Co-directeur de thèse

Département FEDORA – INSA Lyon - Ecoles Doctorales

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	<u>CHIMIE DE LYON</u> https://www.edchimie-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage secretariat@edchimie-lyon.fr	M. Stéphane DANIELE C2P2-CPE LYON-UMR 5265 Bâtiment F308, BP 2077 43 Boulevard du 11 novembre 1918 69616 Villeurbanne directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	<u>ÉLECTRONIQUE, ÉLECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE</u> https://edeea.universite-lyon.fr Sec. : Stéphanie CAUVIN Bâtiment Direction INSA Lyon Tél : 04.72.43.71.70 secretariat.edeea@insa-lyon.fr	M. Philippe DELACHARTRE INSA LYON Laboratoire CREATIS Bâtiment Blaise Pascal, 7 avenue Jean Capelle 69621 Villeurbanne CEDEX Tél : 04.72.43.88.63 philippe.delachartre@insa-lyon.fr
E2M2	<u>ÉVOLUTION, ÉCOSYSTÈME, MICROBIOLOGIE, MODÉLISATION</u> http://e2m2.universite-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 secretariat.e2m2@univ-lyon1.fr	M. Philippe NORMAND Université Claude Bernard Lyon 1 UMR 5557 Lab. d'Ecologie Microbienne Bâtiment Mendel 43, boulevard du 11 Novembre 1918 69 622 Villeurbanne CEDEX philippe.normand@univ-lyon1.fr
EDISS	<u>INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTÉ</u> http://ediss.universite-lyon.fr Sec. : Sylvie ROBERJOT Bât. Atrium, UCB Lyon 1 Tél : 04.72.44.83.62 secretariat.ediss@univ-lyon1.fr	Mme Sylvie RICARD-BLUM Institut de Chimie et Biochimie Moléculaires et Supramoléculaires (ICBMS) - UMR 5246 CNRS - Université Lyon 1 Bâtiment Raulin - 2ème étage Nord 43 Boulevard du 11 novembre 1918 69622 Villeurbanne Cedex Tél : +33(0)4 72 44 82 32 sylvie.ricard-blum@univ-lyon1.fr
INFOMATHS	<u>INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES</u> http://edinfomaths.universite-lyon.fr Sec. : Renée EL MELHEM Bât. Blaise PASCAL, 3e étage Tél : 04.72.43.80.46 infomaths@univ-lyon1.fr	M. Hamamache KHEDDOUCI Université Claude Bernard Lyon 1 Bât. Nautibus 43, Boulevard du 11 novembre 1918 69 622 Villeurbanne Cedex France Tél : 04.72.44.83.69 hamamache.kheddouci@univ-lyon1.fr
Matériaux	<u>MATÉRIAUX DE LYON</u> http://ed34.universite-lyon.fr Sec. : Yann DE ORDENANA Tél : 04.72.18.62.44 yann.de-ordenana@ec-lyon.fr	M. Stéphane BENAYOUN Ecole Centrale de Lyon Laboratoire LTDS 36 avenue Guy de Collongue 69134 Ecully CEDEX Tél : 04.72.18.64.37 stephane.benayoun@ec-lyon.fr
MEGA	<u>MÉCANIQUE, ÉNERGÉTIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE</u> http://edmega.universite-lyon.fr Sec. : Stéphanie CAUVIN Tél : 04.72.43.71.70 Bâtiment Direction INSA Lyon mega@insa-lyon.fr	M. Jocelyn BONJOUR INSA Lyon Laboratoire CETHIL Bâtiment Sadi-Carnot 9, rue de la Physique 69621 Villeurbanne CEDEX jocelyn.bonjour@insa-lyon.fr
ScSo	<u>ScSo*</u> https://edsciencesociales.universite-lyon.fr Sec. : Mélina FAVETON INSA : J.Y. TOUSSAINT Tél : 04.78.69.77.79 melina.faveton@univ-lyon2.fr	M. Christian MONTES Université Lumière Lyon 2 86 Rue Pasteur 69365 Lyon CEDEX 07 christian.montes@univ-lyon2.fr

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

Remerciements

Je termine l'écriture de cette thèse par ces quelques lignes qui viennent conclure ces trois années enrichissantes, remplies de joies et de bons moments. J'ai pris un grand plaisir à rédiger cette thèse avec la motivation de faire ressortir le fruit de ces années de travail. Je remercie tous ceux qui ont participé de près ou de loin à l'élaboration de ce travail.

En premier lieu, je tiens à remercier mes deux directeurs de thèse, Simon Chesné, Maître de Conférences à l'INSA Lyon et Didier Rémond, Professeur à l'INSA Lyon, de m'avoir fait confiance pour effectuer cette thèse, pour leurs enseignements, leurs conseils et leur précieuse écoute. J'ai particulièrement apprécié travailler avec eux, pour leurs qualités humaines et scientifiques et je les remercie pour les nombreux échanges que nous avons pu avoir. Merci de m'avoir guidé tout en me laissant libre sur le choix de l'évolution de la thèse.

Ensuite, je remercie sincèrement les rapporteurs Arnaud Deraemaeker, Professeur à l'ULB et Marc Gouttefarde, Directeur de Recherche du LIRMM d'avoir accepté de rapporter ce manuscrit. Leurs remarques pertinentes et leurs questions m'ont permis d'approfondir mes connaissances et m'ont guidé pour l'élaboration de ma présentation de soutenance. Je remercie également Chedli Bouzgarrou, Professeur à l'école SIGMA Clermont et Hélène Chanal, Maître de Conférences à l'école SIGMA Clermont, d'avoir examiné mon travail et pour leur participation au jury.

Cette thèse n'aurait pas été la même si elle ne s'était pas déroulée au sein d'une équipe très accueillante et chaleureuse. Je tiens donc à remercier l'ensemble de l'équipe DCS du LaMCoS avec laquelle j'ai partagé de nombreux moments agréables : les doctorants Guillaume, Afaf, Xiaowen, Nathanaël, Sébastien, Antoine, Louis, Maryne, Florian et Floriane, les post-doctorants Yvon, Jonathan, Matthias, Kévin et Soizic, et les ingénieurs de recherche Etienne, Martin et Antoine. J'adresse également mes remerciements aux membres permanents de l'équipe pour leur gentillesse, leur bonne humeur et leurs conseils. Je remercie également mes amis du Nord et de Lyon, pour les moments de détente passés avec eux durant ces trois années.

Je remercie profondément ma famille, qui m'a toujours poussé à donner le meilleur de moi-même. Mes remerciements vont tout particulièrement à mes parents, pour leur soutien, leur présence, leurs encouragements, leur fierté et leur amour. J'adresse une pensée toute particulière à mes deux grands-pères partis durant ma thèse, qui m'ont transmis la passion des sciences et qui ont toujours été très fiers de moi.

Pour finir, je remercie ma compagne Héloïse qui m'a tant encouragé durant cette aventure, pour ses conseils, son amour et aussi ses multiples relectures. J'ai passé en sa présence trois années remplies de bonheur.

Résumé

Le déploiement des robots parallèles à câbles (RPC) dans l'industrie est en cours d'étude pour leur faible coût de réalisation et leur grand espace de travail dans des domaines applicatifs très variés. Par ailleurs, l'usage de câbles pour la transmission entraîne une réduction des masses des parties mobiles par rapport à une transmission rigide, ce qui permet d'accéder à une plus grande capacité d'accélération. Cependant, la faible rigidité d'un RPC pose des problèmes de précision et de vibrations. Cette thèse s'articule autour de trois axes : l'étude et la conception d'un RPC pour l'impression 3D, la synthèse de lois de commande pour suivre une trajectoire et le contrôle des vibrations du RPC. Trois améliorations d'un contrôleur proportionnel intégral dérivé sont présentées pour le suivi de trajectoire. Elles sont implémentées dans des modèles numériques de robots à deux et huit câbles et sont intégrées sur un prototype de robot à deux câbles. Ces contrôleurs permettent de réduire le temps de réponse et d'augmenter la précision du robot. Le contrôle vibratoire est obtenu grâce à deux tendons actifs chacun composé d'un actionneur et d'un capteur piézoélectriques. Une étude théorique de l'autorité des tendons actifs permet de concevoir des lois de contrôle pour maximiser la réduction des vibrations. Les tendons actifs sont intégrés sur un prototype de robot à huit câbles et permettent de réduire les niveaux de vibration des six modes du robot avec des réductions supérieures à 6 dB pour plusieurs modes. Des tests ont été réalisés sur différentes possibilités de positionnement des tendons actifs et mettent clairement en évidence les réductions vibratoires obtenues pour les premières trajectoires représentatives.

Mots clés : Robots à câbles, suivi de trajectoire, lois de commande, contrôle vibratoire, contrôleur, tendons actifs, actionneurs piézoélectriques.

Abstract

The deployment of cable-driven parallel robots (CDPR) in the industry is studied in very various application fields for their low cost and large workspace. Furthermore, compared to a rigid transmission, the use of cables enables a reduction of the mobile part and a CDPR can reach higher accelerations. However, the lack of rigidity of a CDPR raises issues such as the lack of accuracy and the rise of vibrations. This thesis focuses on three axes: the study and design of a CDPR for 3D printing, the synthesis of control laws to follow a trajectory and the vibration control of the CDPR. Three improvements to a proportional integral derivative controller are presented for trajectory tracking. They are implemented in numerical models of two- and eight-cable robots and are integrated on a two-cable prototype. These control laws reduce the response time and increase the accuracy of the robot. Vibration control is achieved by using two active tendons, each consisting of a piezoelectric actuator and sensor. A theoretical study of the authority of the active tendons allows the design of control laws to maximise vibration reduction. The active tendons are integrated

into an eight-cable prototype and reduce the vibration levels of all six modes of the robot with reductions of more than 6 dB for several modes. Tests have been carried out on different positions of the active tendons and clearly show the vibration reductions obtained for representative trajectories.

Key words: Cable robots, trajectory tracking, control laws, vibration control, controllers, active tendons, piezoelectric actuators.

Avant-propos

Les robots parallèles à câbles sont déployés dans des domaines d'application très variés, comme la manutention, la construction ou l'acquisition, pour leur faible coût et leur grand espace de travail. La thèse, objet du présent manuscrit, a été réalisée dans le cadre du projet de recherche CabFab, financé par la Région Auvergne-Rhône-Alpes, qui a pour objectifs la conception et la réalisation d'un robot parallèle à câbles pour l'impression 3D de haute précision. Cependant, l'utilisation de câbles réduit la rigidité de ces robots et soulève des problèmes de précision et de vibrations. Cette thèse se focalise donc sur le contrôle des vibrations via l'utilisation de tendons actifs. Chaque câble dit actif est instrumenté d'un capteur et d'un actionneur piézoélectriques.

Ce manuscrit se découpe en quatre parties. La première partie introduit des concepts propres aux robots à câbles. La deuxième partie s'intéresse à la synthèse de lois de commande pour le suivi de trajectoire. La troisième partie porte sur le contrôle actif des vibrations des robots parallèles à câbles et la quatrième partie apporte un exemple d'intégration de deux tendons actifs sur un modèle dynamique de robot à huit câbles. Ce modèle correspond au robot conçu en parallèle à l'école d'ingénieurs SIGMA Clermont, porteur du projet CabFab.

Table des matières

1. Introduction générale	13
1.1. Robots parallèles à câbles	13
1.1.1. Définitions	13
1.1.2. Avantages	14
1.1.3. Domaines d'utilisation des RPC	15
1.1.4. Problématiques	20
1.2. Modélisation	21
1.2.1. Modélisation pour les RPC	21
1.2.2. Câbles	22
1.3. Lois de commandes de RPC	23
1.3.1. Principes de la commande	23
1.3.2. Schémas utilisés pour la commande	24
1.3.3. Distribution des tensions	25
1.4. Contrôle actif des vibrations	26
1.4.1. Réduction des vibrations pour les RPC	27
1.4.2. Contrôle actif pour les structures flexibles	28
1.5. Objectifs et contributions	29
1.5.1. Projet CabFab	29
1.5.2. Contributions de la thèse	30
2. Synthèse de lois de commande pour les RPC	31
2.1. Modélisation des RPC	31
2.1.1. Modélisation pour un RP2C	32
2.1.2. Modélisation pour un RP8C	34
2.2. Conception de contrôleurs pour le suivi de trajectoire	37
2.2.1. Contrôleurs intégrant un modèle dynamique inverse	38
2.2.2. Contrôleurs « intelligents »	39
2.2.3. Contrôleurs avec réseau de neurones	42
2.3. Tests des contrôleurs en simulation	45
2.3.1. Simulations pour un RP2C	46
2.3.2. Simulations pour un RP8C	51
2.4. Expérimentations	56
2.4.1. Conception du prototype RP2C	56
2.4.2. Réalisation	61
2.4.3. Résultats expérimentaux	64
2.5. Conclusion	67

3. Contrôle actif des vibrations des RPC	69
3.1. Contrôle actif d'un RP2C.....	69
3.1.1. Modélisation du contrôle actif	70
3.1.2. Etude analytique et numérique du contrôle actif	73
3.1.3. Dispositif expérimental	80
3.1.4. Résultats et conclusion	81
3.2. Etude linéaire du contrôle actif sur un RP8C.....	85
3.2.1. Modélisation.....	86
3.2.2. Contrôle actif et discussion analytique.....	88
3.2.3. Optimisation de la configuration	96
3.3. Simulations temporelles pour un RP8C avec contrôle actif	99
3.3.1. Modèle non linéaire du RP8C	99
3.3.2. Optimisation génétique	101
3.3.3. Résultats	104
3.4. Mise en place du prototype RP8C	110
3.4.1. Conception et réalisation	111
3.4.2. Essais expérimentaux préliminaires.....	114
3.5. Expérimentations finales	121
3.5.1. Optimisation paramétrique.....	121
3.5.2. Résultats	122
3.5.3. Tendons actifs sur les câbles 4 et 6.....	128
3.6. Conclusion	131
4. Intégration du contrôle vibratoire sur le modèle dynamique de SIGMA Clermont.....	133
4.1. Présentation du modèle avec contrôle actif.....	133
4.2. Résultats pour une trajectoire circulaire	134
4.3. Résultats pour une trajectoire en spirale	138
Conclusion générale	141
Bibliographie.....	145
Annexe A : Deux modèles dynamiques pour le RP2C.....	153
Annexe B : Vibration verticale d'une masse entre deux câbles.....	156
Annexe C : Plans des pièces réalisées pour l'enrouleur	158
Annexe D : Détermination de la position de l'effecteur en fonction des longueurs mesurées par les capteurs à fil tendu	160
Annexe E : Fonction de transfert d'un RP2C avec tendon actif pour des vibrations verticales.....	162

Table des figures

Figure 1.1: Schéma d'un RPC.....	13
Figure 1.2: Prototype CoGiRo du LIRMM.....	16
Figure 1.3: (a) les projets CoGiRo et Pylos pour la construction ; (b) RPC pour l'impression 3D à l'université Laval.....	17
Figure 1.4: MARIONET-REHAB utilisé pour la réhabilitation des bras et des jambes	18
Figure 1.5: Skycam	19
Figure 1.6: Simulateur de mouvement (Max Planck Institute et Institut Fraunhofer).....	20
Figure 1.7: Schémas de commande dans l'espace opérationnel (a) et dans l'espace articulaire (b)	24
Figure 1.8: Exemple de contrôleur en cascade	25
Figure 1.9 : Plateforme d'un RPC équipée de pendules actifs (M. Rushton 2016)	28
Figure 1.10 : Maquette de pont haubané équipé d'un dispositif de contrôle actif.....	29
Figure 2.1: Schéma d'un RP2C.....	32
Figure 2.2 : Représentation du RP8C	34
Figure 2.3 : Vue du dessus de l'effecteur du RP8C.....	35
Figure 2.4 : Schéma d'un RPC.....	35
Figure 2.5 : Contrôleur avec anticipation	38
Figure 2.6 : Contrôleur avec modèle dynamique inverse	39
Figure 2.7 : Contrôleur intelligent iPID	41
Figure 2.8 : Exemple de réseau de neurones artificiel avec 3 entrées, une couche cachée avec 4 neurones et 2 sorties	42
Figure 2.9 : Schéma de contrôle avec RN présenté dans (Lewis, Yesildirek, et Liu 1996)	43
Figure 2.10 : Schéma de contrôle utilisé dans (H. Jabbari Asl et Janabi-Sharifi 2017)	44
Figure 2.11 : Contrôleur avec PID et réseau de neurones	44
Figure 2.12 : Trajectoire d'apprentissage, mesure de la position x et intensité de courant correspondante pour le prototype à 2 câbles	45
Figure 2.13 : Tracé d'un step5	46
Figure 2.14 : Evolution de la position x de l'effecteur du RP2C	48
Figure 2.15 : Evolution de l'erreur de positionnement du RP2C	49
Figure 2.16 : Evolution de la position z de l'effecteur du RP2C	50
Figure 2.17 : Evolution de l'intensité électrique du moteur du RP2C.....	50
Figure 2.18 : Couples moteurs C_m calculés avec le correcteur PID.....	54
Figure 2.19 : Evolution de la position x, y, z^T de l'effecteur du RP8C.....	54
Figure 2.20 : Evolution de l'erreur sur la position x, y, z^T de l'effecteur du RP8C	55
Figure 2.21 : Evolution des rotations ψ, θ, ϕ^T de l'effecteur du RP8C	55
Figure 2.22 : (a) Schéma d'un enrouleur fileté (A. Pott et al. 2013) ; (b) exemple de montage d'un enrouleur fileté (N. Pedemonte et al. 2020)	57
Figure 2.23 : (a) Concept d'un enrouleur en translation autour d'une vis métrique (J.-B. Izard et al. 2013) ; (b) Exemple de réalisation d'un enrouleur sur vis métrique (M. A. Khosravi et Taghirad 2014)	58
Figure 2.24 : Vue de côté de l'enrouleur avec les pièces réalisées en aluminium en transparence	59
Figure 2.25 : Erou drylin® en iglidur® à filet métrique.....	59
Figure 2.26 : Palier lisse en iglidur®.....	60
Figure 2.27 : Partie centrale de l'enrouleur sur Solid Edge.....	60

Figure 2.28 : Vue de côté de l'enrouleur sur Solid Edge.....	60
Figure 2.29 : Vue de l'enrouleur monté sur des profilés en aluminium avec TinkerCad.....	61
Figure 2.30 : Assemblage des pièces de l'enrouleur	62
Figure 2.31 : Fixation sur le bâti de l'enrouleur	62
Figure 2.32 : Vue d'ensemble du prototype RP2C	64
Figure 2.33 : Evolution de la position x de l'effecteur du RP2C	65
Figure 2.34 : Evolution de la position z de l'effecteur du RP2C	66
Figure 2.35 : Comparaison entre les différents contrôleurs de l'intensité électrique du moteur pour le prototype de RP2C.....	67
Figure 3.1 : Schéma du tendon actif intégré au RP2C.....	69
Figure 3.2 : Modèle utilisé dans (Zhao et al. 2019).....	70
Figure 3.3 : Effecteur relié au bâti par 2 câbles, avec celui de gauche équipé d'un tendon actif	71
Figure 3.4 : Vibrations verticales de l'effecteur.....	73
Figure 3.5 : Lieu des pôles à gain variable pour différentes raideurs $k_1 = k_2$ (lignes pleines) et à gain constant avec raideur variable (pointillés).....	75
Figure 3.6 : Comparaison des lieux des pôles pour des vibrations horizontales (bleu) et verticales (rouge).....	76
Figure 3.7 : Amortissement obtenu avec l'IFF pour des vibrations horizontales (bleu) et verticales (rouge).....	77
Figure 3.8 : Evolution de x et z sans contrôle (bleu), avec $g = 600$ (rouge) et avec $g = 70000$ (jaune)	78
Figure 3.9 : Densité spectrale de puissance pour x et z sans contrôle (bleu), avec $g = 600$ (rouge) et avec $g = 70000$ (jaune).....	78
Figure 3.10 : Densité spectrale de puissance pour x et z couplés sans contrôle (bleu), avec $g = 600$ (rouge) et avec $g = 70000$ (jaune).....	79
Figure 3.11 : Pièces imprimées pour l'intégration du tendon actif (n°1 et n°2) et effecteur (droite).....	80
Figure 3.12 : Tendon actif intégré sur le prototype de RP2C	81
Figure 3.13 : Evolution de la position x de l'effecteur pour différents gains	81
Figure 3.14 : Evolution de la position z de l'effecteur pour différents gains	82
Figure 3.15 : Mesure de la tension par le capteur de force.....	83
Figure 3.16 : Densité spectrale de puissance de la force F_s mesurée par le capteur	83
Figure 3.17 : Tension électrique envoyée dans l'actionneur	84
Figure 3.18 : Schéma d'un RPC avec un tendon actif	85
Figure 3.19 : Lieu des pôles pour 8 câbles actifs	91
Figure 3.20 : Lieu des pôles pour l'IFF filtré (bleu), pour l' $\alpha\beta$ -IFF (rouge) et pour le PIFF (vert)	92
Figure 3.21 : Lieu des pôles pour l'IFF filtré avec les câbles 3 et 6 actifs.....	93
Figure 3.22 : Réponse fréquentielle de X_i/F_1 sans contrôle.....	94
Figure 3.23 : Réponse fréquentielle de X_i/F_m sans contrôle	95
Figure 3.24 : Réponse fréquentielle de X_1/F_m et X_4/F_m pour différents gains g	95
Figure 3.25 : Performance en fonction de g	96
Figure 3.26 : Configurations classées par nombre de câbles actifs	97
Figure 3.27 : Tableau des configurations	98
Figure 3.28 : Valeurs RMS de X_1/F_m pour les configurations à deux câbles actifs	99
Figure 3.29 : Schéma du RP8C avec la prise en compte de la dynamique des masses de prétension	100
Figure 3.30 : Valeur RMS de l'accélération X_1 en fonction de $\omega_{PB,1}$ et de $\omega_{PB,7}$	102

Figure 3.31 : Evolution de la performance durant les itérations	103
Figure 3.32 : Evolution de $X1$ avec un signal excitation de type bruit	104
Figure 3.33 : Evolution de $X1$ avec un signal excitation de type bruit	105
Figure 3.34 : Densité spectrale de puissance de $X1$ avec un signal excitation de type bruit	105
Figure 3.35 : Signaux mesurées par les capteurs avec un signal excitation de type bruit	106
Figure 3.36 : Signaux des actionneurs piézoélectriques avec un signal excitation de type bruit	106
Figure 3.37 : Evolution de $X1$ avec un signal d'excitation en série de step5.....	107
Figure 3.38 : Evolution de $X1$ avec un signal d'excitation en série de step5 à gauche, zoom à droite sur un aller-retour.....	107
Figure 3.39 : Densité spectrale de puissance de $X1$ avec un signal d'excitation en série de step5	108
Figure 3.40 : Signaux mesurées par les capteurs avec un signal d'excitation en série de step5	109
Figure 3.41 : Signaux des actionneurs piézoélectriques avec un signal d'excitation en série de step5	109
Figure 3.42 : Schéma du RP8C avec 2 tendons actifs	110
Figure 3.43 : Effecteur du RP8C	111
Figure 3.44 : Attaches pour les câbles et les tendons actifs	112
Figure 3.45 : L'effecteur du RP8C équipé d'un accéléromètre et de deux tendons actifs	112
Figure 3.46 : Vue d'ensemble du prototype RP8C	113
Figure 3.47 : L'effecteur du RP8C équipé en son centre d'un actionneur surmonté d'une masselotte.....	113
Figure 3.48 : Densité spectrale de puissance de $Fs7$ avec un sweep sur $Fa1$ entre 5 et 125 Hz	115
Figure 3.49 : DSP de $Fs7$ pour une excitation aléatoire Fa au centre de l'effecteur	116
Figure 3.50 : DSP de $Acc2$ pour une excitation aléatoire Fa au centre de l'effecteur.....	116
Figure 3.51 : Image du déplacement obtenu avec la variation de la tension du 6 ^{ème} câble motorisé.....	117
Figure 3.52 : Densité spectrale de puissance de l'accélération avec une excitation aléatoire sur le moteur.....	117
Figure 3.53 : Densité spectrale de puissance de l'accélération avec une excitation en step sur le moteur	118
Figure 3.54 : DSP de l'accélération avec une excitation de la rotation du moteur en step5 régulée par un PI	119
Figure 3.55 : Gain de DSP avec le contrôle actif en fonction du chargement des câbles	120
Figure 3.56 : Valeur RMS en fonction de α et β	122
Figure 3.57 : Valeur RMS en fonction de $g12$ et $g72$	122
Figure 3.58 : Signaux d'accélération moyennés sans contrôle (bleu), avec $\alpha\beta$ -IFF (rouge) et avec l'IFF filtré (jaune)	123
Figure 3.59 : DSP des signaux d'accélération sans contrôle (bleu), avec $\alpha\beta$ -IFF (rouge) et avec l'IFF filtré (jaune)	124
Figure 3.60 : DSP de l'accélération $Acc1$ sans contrôle (bleu), avec l'IFF filtré (rouge) et avec le PIFF (jaune)	126
Figure 3.61 : Signal de l'actionneur $Va1$ avec l' $\alpha\beta$ -IFF (bleu), avec l'IFF filtré (rouge) et avec le PIFF (jaune)	128

Figure 3.62 : DSP du signal de l'actionneur V_{a1} avec l' $\alpha\beta$ -IFF (bleu), avec l'IFF filtré (rouge) et avec le PIFF (jaune).....	128
Figure 3.63 : DSP des signaux d'accélération sans contrôle (bleu) et avec l'IFF filtré (rouge).....	130
Figure 4.1 : Photo du RP8C réalisé durant la thèse de D. Gueners	133
Figure 4.2 : Organigramme du modèle de D. Gueners avec contrôle actif	134
Figure 4.3 : Position avec une erreur multipliée par 20 avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite	135
Figure 4.4 : Evolution de l'erreur radiale de l'effecteur avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite.....	136
Figure 4.5 : Evolution de la position z de l'effecteur avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite.....	137
Figure 4.6 : Evolution des angles de rotation de l'effecteur avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite	137
Figure 4.7 : Evolution des signaux des actionneurs F_{ai} avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite	137
Figure 4.8 : Evolution de la position de l'effecteur	139
Figure 4.9 : Evolution de l'erreur radiale de l'effecteur	139
Figure 4.10 : Evolution de la position z de l'effecteur	140
Figure 4.11 : Evolution des angles de rotation de l'effecteur	140
Figure A.1 : Modèle à paramètres discrets répartis avec un zoom sur les trois éléments autour de $A1$	153
Figure B.1 : Schéma d'une masse entre deux câbles à l'équilibre (a) et en mouvement (b).....	156
Figure C.1 : Plan de la pièce de la partie n°1 de l'enrouleur	158
Figure C.2 : Plan de la pièce de la partie n°2 de l'enrouleur	159
Figure C.3 : Plan de la pièce de la partie n°3 de l'enrouleur	159
Figure D.1 : Zoom sur les poulies de renvoi des capteurs à fil tendu.....	160
Figure E.1 : Schéma du RP2C avec tendon actif à l'équilibre (a) et avec déplacement vertical (b)	162

Liste des tableaux

Tableau 1 : Paramètres utilisés pour les simulations sur le RP2C	47
Tableau 2 : Paramètres utilisés pour les simulations sur le RP8C	51
Tableau 3 : Positions des points de sortie des poulies A_i et des points d'attache de l'effecteur $CBiE$ dans son repère \mathcal{RE}	52
Tableau 4 : Paramètres du RP2C.....	74
Tableau 5 : Paramètres du RP8C.....	88
Tableau 6 : Paramètres des lois de contrôle.....	91
Tableau 7 : Paramètres complémentaires du RP8C	103
Tableau 8 : Réduction de vibration pour les trois principaux modes pour l' $\alpha\beta$ -IFF et pour l'IFF filtré	125
Tableau 9 : Valeurs RMS sans contrôle et pourcentage de réduction de cette valeur pour chaque loi de de contrôle et chaque signal d'accélération	126
Tableau 10 : Réduction de vibration pour les trois principaux modes pour l'IFF filtré et diminution de la valeur RMS	130

1. Introduction générale

Cette première partie sert d'introduction aux concepts qui seront étudiés dans cette thèse. Elle se divise en cinq chapitres. Le premier chapitre introduit les robots parallèles à câbles, leurs avantages et leurs utilisations et présente leurs problématiques principales. Des aspects généraux de la modélisation des robots à câbles sont traités dans le deuxième chapitre et le troisième chapitre s'intéresse aux lois de commande utilisées pour le suivi de trajectoire. Des méthodes de réduction de vibrations sont présentées pour les robots à câbles ainsi que pour d'autres structures flexibles. Enfin, le dernier chapitre détaille les objectifs du projet CabFab et les contributions de la thèse.

1.1. Robots parallèles à câbles

Les robots parallèles à câbles ont commencé à être étudiés par la communauté scientifique dès les années 90. Ils font partie de la famille des robots parallèles.

1.1.1. Définitions

Un **robot parallèle** est un système dans lequel plusieurs chaînes cinématiques indépendantes relient la plateforme au bâti. L'exemple le plus connu est celui de la plateforme de Gough-Stewart. Un **robot parallèle à câbles (RPC)** est un robot parallèle dans lequel les liaisons rigides entre la plateforme et le bâti sont remplacées par des câbles (Figure 1.1). A l'aide de systèmes d'actionnement, la longueur des câbles peut varier et la plateforme, plus communément appelée **effecteur**, peut se déplacer. Pour modifier la longueur des câbles, des ensembles de **moteurs** et d'**enrouleurs**, également appelés tambours ou treuils, sont généralement utilisés. Selon le nombre de câbles utilisés, leur configuration et les degrés de liberté qu'ils permettent d'actionner, il est possible de classer les RPC en plusieurs catégories.

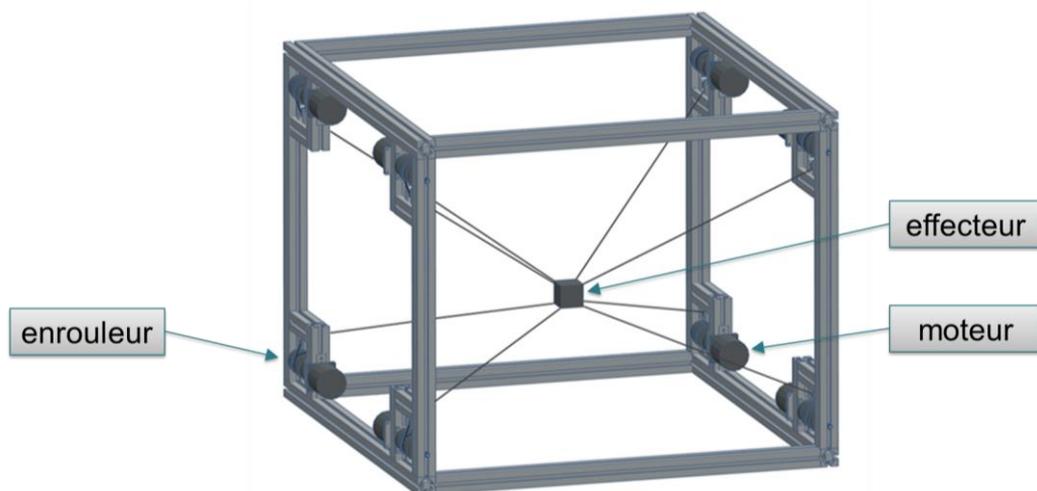


Figure 1.1: Schéma d'un RPC

1.1.1.1. RPC non redondants ou redondants

Les RPC peuvent se classer selon le **degré de redondance** $r = n - m$ (A. Pott 2018), qui indique la différence entre le nombre de câbles n et le nombre de degrés de liberté contrôlables m .

Un RPC est dit **non redondant** si $r \leq 0$, quand le nombre de câbles est égal ou inférieur aux degrés contrôlables. Dans ce cas, le robot ne peut générer des efforts que dans certaines directions. Les RPC non redondants sont le plus souvent utilisés dans des applications de déplacement de charges avec une trajectoire définie.

Un RPC est dit **redondant** ou sur-actionné quand $r > 0$, il y a donc plus de câbles actionnés que de degrés de liberté contrôlés. Le robot peut alors générer des efforts dans toutes les directions. Les principaux avantages des RPC redondants sont une augmentation de l'espace de travail, la capacité de porter des charges plus lourdes et l'augmentation de la robustesse, dans le cas où par exemple une transmission serait défaillante. Cependant, pour gérer le sur-actionnement, les algorithmes de commande doivent être plus complexes. De plus, utiliser plus de câbles augmente les risques de collisions des câbles entre eux et avec d'autres objets dans l'espace de travail.

1.1.1.2. RPC suspendus ou complètement contraints

Il existe un autre moyen de classer les RPC, selon la position des câbles par rapport à la plateforme.

Si tous les câbles actionnés sont au-dessus de l'effecteur, alors le RPC est dit **suspendu**. La gravité est alors considérée comme un câble virtuel pour maintenir l'équilibre. Les RPC suspendus sont surtout utilisés pour déplacer des charges lourdes dans de grands espaces. Leur principal inconvénient est d'avoir une raideur plus faible dans les directions horizontales, ce qui augmente le risque de potentielles instabilités et les vibrations sous l'effet de perturbations, surtout si l'effecteur est léger.

Si au moins un câble actionné est en dessous de la plateforme, alors le RPC est dit **complètement contraint**. L'ensemble des câbles peuvent maintenir l'équilibre et il est possible d'exercer des efforts vers le bas. Cependant, la configuration des câbles dans un RPC complètement contraint augmente le risque de collisions entre les câbles, par rapport à un RPC suspendu.

1.1.2. Avantages

Les caractéristiques des RPC leur confèrent de nombreux avantages par rapport à des robots en série classiques et aussi par rapport aux autres robots parallèles.

- **Grand espace de travail** : l'amplitude de déplacement des câbles est grande comparée à celle d'une liaison rigide, qui a une amplitude de

déplacement fixe. Il suffit de positionner les enrouleurs dans les coins d'une plus grande pièce et d'utiliser des câbles plus longs pour augmenter l'espace de travail.

- **Grandes accélérations** : la faible masse des câbles et de l'effecteur leur confère une grande capacité d'accélération. Par exemple le robot FALCON peut atteindre une vitesse maximale de 13 m/s et un pic d'accélération à 43 g (S. Kawamura et al. 1997).
- **Charges lourdes** : compte tenu des très bonnes caractéristiques mécaniques des câbles en traction, il est possible de porter des charges lourdes comparées à la masse de la plateforme. Le prototype CoGiRo (J. Lamaury et Gouttefarde 2013) peut déplacer des charges de 500 kg alors que la masse totale des composants en déplacement du robot font seulement 100 kg.
- **Efficacité énergétique** : les RPC ont une meilleure efficacité énergétique que les robots série et que les robots parallèles classiques. Pour les robots série, chaque actionneur doit supporter le poids des liaisons et des actionneurs suivant dans la chaîne cinématique, comme dans le cas d'un bras robotisé. Comparé aux robots parallèles classiques, les câbles sont plus légers que des liaisons rigides, ce qui augmente l'efficacité énergétique.
- **Structure simple et reconfigurable** : un RPC est composé d'un bâti sur lequel sont fixés des moteurs et des enrouleurs, qui peuvent être déplacés pour changer l'espace de travail. Il est aussi facilement possible de modifier le nombre de câbles et la configuration d'attache à la plateforme.
- **Faible coût** : à part les moteurs, tous les composants d'un RPC sont standards et donc peu chers.
- **Sécurité** : les RPC sont de bons candidats à une utilisation avec considérations de sécurité ou dans un environnement à risques. Le robot MARIONET-CRANE, à l'Institut National de Recherche en Informatique et en Automatique (INRIA) en France, a été utilisé pour le sauvetage et l'assistance aux personnes (Merlet 2008), et dans (Surdilovic et Bernhardt 2004), un RPC est utilisé pour la réadaptation à la marche avec des considérations de sécurité.

1.1.3. Domaines d'utilisation des RPC

Ces dernières décennies, les RPC sont de plus en plus étudiés et utilisés dans de nombreux domaines pour les avantages listés ci-dessus.

1.1.3.1. Manutention et logistique

La capacité des RPC à déplacer des charges lourdes, dans un grand espace et avec des grandes accélérations en font de très bons candidats à une utilisation en manutention et en logistique (R. Bostelman et al. 1994). Dans l'industrie et plus particulièrement dans les chaînes d'assemblages, des objets doivent être déplacés de manière répétée. Le robot FALCON permet d'effectuer du « pick-

and-place » à très haute vitesse (S. Kawamura, Kino, et Won 2000). Le prototype CoGiRo (J. Lamaury et Gouttefarde 2013) au Laboratoire d'Informatique, de Robotique et de Microélectronique de Montpellier (LIRMM) est un RPC reconfigurable capable de s'adapter à de nombreuses applications industrielles, comme par exemple le déplacement de lourdes boîtes dans un grand espace (Figure 1.2).



Figure 1.2: Prototype CoGiRo du LIRMM

1.1.3.2. Construction, production et impression 3D

Les RPC peuvent être utilisés pour l'usinage automatisé de pièces de grandes tailles et la manutention de matériaux (A. Alikhani et al. 2009). Sur l'effecteur d'un RPC, il est possible de fixer un outil pour la découpe, le perçage ou pour le traitement de surface. Pour la réalisation d'une fresque, un RPC équipé d'un bras robotique sériel sur lequel était montée une bombe à peinture a été utilisé dans (M. Lesellier 2015). Un RPC reconfigurable pour peindre et projeter du sable sur une grande surface cylindrique est utilisé dans (Gagliardini et al. 2016) avec la particularité de pouvoir déconnecter certains câbles de leurs points d'ancrage vers d'autres pour couvrir toute la surface à traiter. En installant une tête d'impression sur la plateforme, il est possible de faire de la fabrication additive à grande échelle avec un RPC (Figure 1.3.a). Le prototype CoGiRo combiné avec la tête d'extrusion du projet Pylos (J.-B. Izard et al. 2018) a permis d'obtenir un espace de travail de $13.6 \times 9.4 \times 3.3$ m. La tête d'impression a été réalisée pour déposer un mélange à base de terre avec additif naturel spécialement conçu pour la fabrication additive. Ce projet a montré qu'un RPC est bien adapté pour la construction de grands objets ne nécessitant pas une grande précision. A l'université Laval, Barnett et Gosselin (2015) ont utilisé une mousse en

polyuréthane pour l'objet à imprimer et de la mousse à raser pour le support (Figure 1.3.b). Pour détecter les erreurs entre les couches, les chercheurs ont mis en place un contrôle de la surface lors de la dépose de la mousse afin d'ajuster la couche suivante.

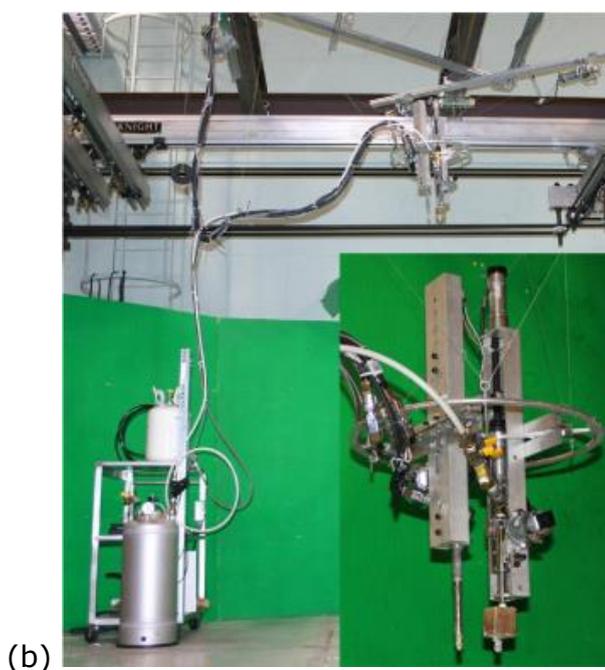
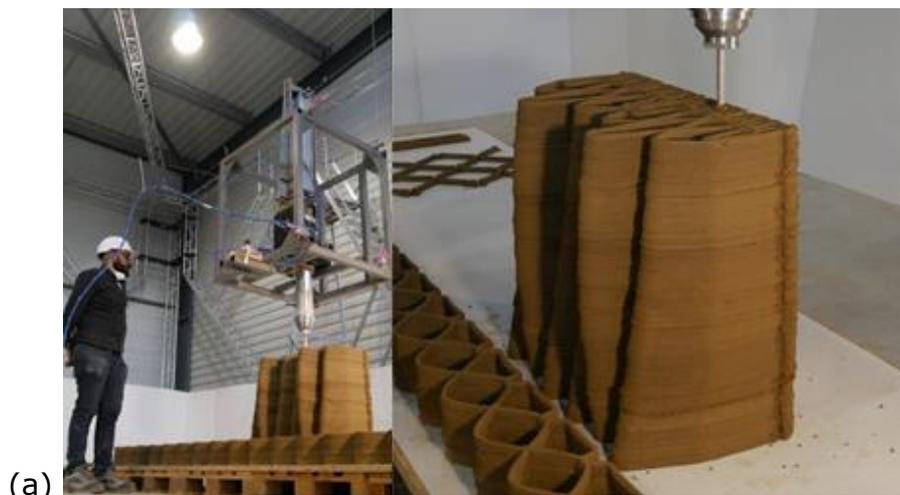


Figure 1.3: (a) les projets CoGiRo et Pylos pour la construction ; (b) RPC pour l'impression 3D à l'université Laval

1.1.3.3. Assistance aux personnes

Les RPC se prêtent à une utilisation dans des environnements à risques. A l'INRIA, la famille de robots MARIONET est composée d'exemples d'assistance aux personnes (Merlet 2008). Le robot MARIONET-CRANE a été conçu pour le sauvetage de personnes par exemple lors d'une catastrophe naturelle et le robot MARIONET-REHAB est utilisé pour la réhabilitation des bras et des jambes. Les longueurs des câbles et les accéléromètres 3D sont utilisés pour mesurer avec précision le mouvement des articulations humaines pendant une tâche de

rééducation (Figure 1.4). D'autres équipes ont aussi travaillé sur l'utilisation de RPC pour la réhabilitation des bras (G. Rosati, Gallina, et Masiero 2007), des jambes (Homma, Fukuda, et Nagata 2002) et de l'ensemble des membres (R. S. Gonçalves et al. 2015).



Figure 1.4: MARIONET-REHAB utilisé pour la réhabilitation des bras et des jambes

1.1.3.4. Acquisition, visualisation

Les applications les plus connues des RPC sont les caméras suspendues dans les terrains de sport pour filmer des matchs avec par exemple Skycam (Brown 1985) (Figure 1.5) et CableCam (J. Rodnunsky et Bayliss 1993). En effet, il suffit d'équiper l'effecteur d'un RPC d'une caméra ou d'un capteur pour faire de l'acquisition ou de la visualisation pour la modélisation 3D (C. Gosselin et Bouchard 2010). En médecine, les RPC peuvent servir d'assistance robotique pour l'imagerie médicale (Abdelaziz et al. 2017). Des RPC ont aussi été utilisés pour guider les télescopes FAST (H. Li 2015) et Carlina (H. L. Coroller et al. 2004). Une idée utilisant un RPC suspendu vers le haut a été proposée pour le concept d'un radiotélescope 100 fois plus puissants que ceux existant (Meunier, Boulet, et Nahon 2009) : un aérostat gonflé à l'hélium et relié à la plateforme par un câble permet de soulever la plateforme réceptrice et de tendre les câbles qui la relie au sol. Pour pointer le télescope vers un objet dans le ciel, les treuils sont utilisés pour positionner la plateforme en ajustant la longueur de chaque câble.



Figure 1.5: Skycam

1.1.3.5. Haptique, divertissement, loisirs

Les RPC peuvent générer des efforts qui peuvent être utilisés en perception haptique. Le robot INCA 6D conçu par la société Haption a été développé à l'ICube (R. Chellal 2016) pour manipuler des objets dans des environnements virtuels. Grâce à ses 8 câbles, le robot est capable d'imposer des efforts et des moments dans toutes les directions. L'interaction entre humain et robot permet de faciliter la réalisation de fonctions complexes. La perception haptique peut aussi être utilisée pour faire de la réhabilitation, en générant des efforts pour faire travailler un membre à rééduquer (M. Otis 2009). Une personne peut aussi prendre place sur la plateforme et il est alors possible de la soumettre à des accélérations, comme pour les simulateurs de vols. Un simulateur de mouvement a été développé à l'Institut Max Planck en coopération avec l'Institut Fraunhofer (P. Miermeister et al. 2016). Le simulateur est utilisé pour des études dans le domaine de la recherche sur la perception humaine et des applications de réalité virtuelle.

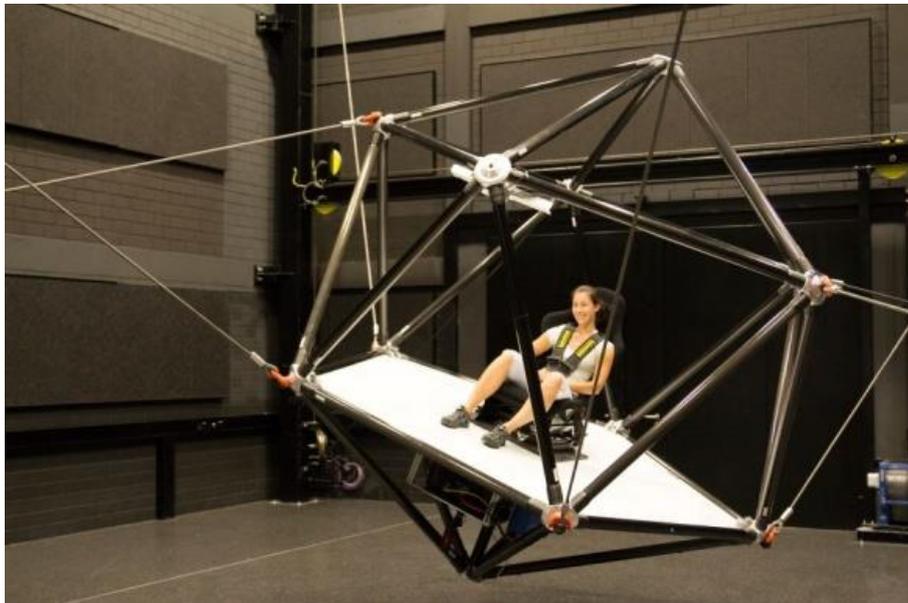


Figure 1.6: *Simulateur de mouvement (Max Planck Institut et Institut Fraunhofer)*

1.1.4. Problématiques

Les principaux inconvénients des RPC sont liés aux propriétés unidirectionnelles des câbles et leur flexibilité.

1.1.4.1. *Commande complexe*

L'utilisation de câbles pour la transmission implique de ne pouvoir générer que des efforts de traction et dans la direction du câble. Si le contrôleur ordonne à un câble de pousser, il va se détendre, ce qui peut générer un dysfonctionnement et une erreur de positionnement de l'effecteur. Dans le cas des RPC redondants, il est nécessaire d'utiliser un algorithme de distribution des tensions qui permet de n'appliquer que des tensions positives sur les câbles. De plus, les câbles ont un comportement dynamique complexe non linéaire, ce qui rend difficile leur modélisation. Dans des applications avec des câbles très longs et lourds, le câble dévie de la ligne droite et cet affaissement peut fausser le positionnement et diminuer la performance de la commande. Ainsi, l'utilisation de câbles, l'architecture et le comportement complexe des RPC rendent leur commande plus complexe que pour d'autres manipulateurs.

1.1.4.2. *Précision et vibrations*

La précision en positionnement d'un RPC dépend de sa structure, de sa raideur et du schéma de contrôle utilisé pour la commande. Les câbles ont une faible raideur transverse et les RPC ont donc une faible raideur globale. Plus la raideur est faible, plus l'erreur en positionnement est grande (D. Gueners, Chanal, et Bouzgarrou 2020). En plus d'une faible raideur, les RPC sont aussi peu amortis, ce qui est propice à l'apparition de vibrations. Pour des applications de précision,

comme en fabrication, en usinage ou en médecine, l'erreur en positionnement et les vibrations sont une problématique de première importance.

1.2. Modélisation

Ce chapitre introduit les différentes catégories de modélisation pour les RPC et présente différents modèles utilisés pour représenter le comportement des câbles du robot.

1.2.1. Modélisation pour les RPC

Les RPC sont des systèmes non linéaires complexes. Les longueurs des câbles des RPC et les directions des efforts transmis varient pendant l'utilisation, ce qui induit des non linéarités. Avoir recours à la modélisation peut s'avérer utile dans plusieurs phases d'étude :

- conception du RPC, calcul des espaces de travail et des efforts atteignables ;
- caractérisation du comportement statique et dynamique ;
- simulation du RPC avec ses contrôleurs pour évaluer leurs performances ;
- amélioration de la commande en enrichissant un contrôleur avec un modèle pour anticiper le comportement.

Selon la tâche à réaliser, il est possible de choisir des modèles plus ou moins complexes. Par exemple, pour faire de la commande avec anticipation, les modèles simples et rapides à calculer sont à privilégier pour une utilisation en temps réel. Dans tous les cas, les modèles sont une approximation de la réalité et tous les paramètres possèdent des incertitudes. Avec un modèle, plusieurs phénomènes sont négligés par hypothèses, comme certains frottements, des effets thermiques et autres.

Pour les RPC, différentes catégories de modélisation sont souvent évoquées pour modéliser le déplacement de l'effecteur :

- **Modélisation géométrique** : les positions des moteurs ou les longueurs des câbles sont reliées à la position de l'effecteur et son orientation par le **modèle géométrique direct (MGD)**. Pour connaître la pose du robot en fonction des longueurs des câbles ou des positions des moteurs, le **modèle géométrique inverse (MGI)** est souvent utilisé.
- **Modélisation cinématique** : la vitesse de l'effecteur est reliée aux vitesses angulaires des moteurs au 1^{er} ordre, et au 2^{ème} ordre, l'accélération de l'effecteur est reliée à celles des moteurs.
- **Modélisation dynamique** : les efforts appliqués à l'effecteur sont reliés à son accélération.

D'autres ensembles peuvent s'intégrer au modèle, comme la dynamique des poulies, des enrouleurs ou des moteurs.

1.2.2. Câbles

Le calcul du vecteur des tensions dans la modélisation va dépendre du modèle choisi pour les câbles, ce qui en fait un point important dans la modélisation des RPC. Suivant la taille du robot, la masse des câbles, leur raideur et les tensions qui leur sont appliquées, il est possible de choisir entre un modèle qui ne prend en compte que la transmission des efforts, un modèle intégrant aussi la raideur axiale des câbles, ou un modèle prenant en compte l'affaissement du câble. Ces différents choix de modélisation sont détaillés dans les paragraphes ci-dessous.

Les câbles peuvent être modélisés par des **barres rigides**, ils transmettent alors juste un effort dans une seule direction. C'est le cas le plus simple, utilisé principalement pour des RPC de faible taille et contraints (N. Zoso 2011; J. Lamaury et al. 2013).

Une amélioration simple à mettre en œuvre est d'utiliser un modèle **de câbles rectilignes purement élastiques**. La loi de Hooke permet alors de relier la tension, le module d'Young du câble, sa section, sa longueur à vide et son allongement. C'est le modèle le plus utilisé car il est simple à mettre en œuvre et efficace tant que le poids du câble est négligeable et que sa longueur n'est pas trop importante. Il existe beaucoup de variantes comme la prise en compte de la variation de l'inertie et de la masse des câbles grâce aux travaux des principes virtuels (Duan et Duan 2011) ou l'utilisation d'un **modèle élasto-dynamique** avec l'ajout de termes prenant en compte les effets dynamiques (S. Baklouti 2019).

Si les câbles sont trop longs et lourds, la forme du câble dévie d'un segment et si l'affaissement est non négligeable, il a alors une influence sur le positionnement de l'effecteur. Dans le génie civil, des **modèles analytiques** ont été développés (H. M. Irvine 1992) avec des équations non linéaires. Ces modèles ont été utilisés pour des RPC (T. Dallej et al. 2012; J. A. D. Sandretto 2013) et simplifiés pour des câbles lâches, avec un modèle analytique d'une chaînette élastique (L. Blanchet 2015). Pour les câbles avec un petit affaissement, il est possible d'utiliser des **modèles semi-analytiques** (Achkire et Preumont 1996; F. Bossens 2001), ou d'ajouter dans la matrice de raideur des termes qui prennent en compte la flexibilité engendrée par le fléchissement (H. Yuan et al. 2017).

Pour résoudre numériquement les équations différentielles des modèles analytiques, il est possible d'utiliser des **méthodes éléments finis (MEF)** (H. Ozdemir 1979; Wang, Fung, et Lee 1998). La difficulté est de gérer la variation temporelle de la longueur des câbles. Une autre solution a été apportée avec l'utilisation d'éléments finis à longueurs variables, déterminés avec le principe d'Hamilton (J. Du et al. 2014). Une variante des MEF plus facile à mettre en place est l'utilisation de **modèles discrétisés à paramètres répartis**, aussi appelés modèles « masses-ressorts » (Meunier, Boulet, et Nahon 2009; D. Mohammadshahi 2013).

1.3. Lois de commandes de RPC

Dans ce manuscrit, la **commande** d'un RPC, qui correspond au pilotage des moteurs pour suivre une trajectoire, sera distinguée du **contrôle** vibratoire, qui correspond à la diminution des vibrations. Dans la littérature, le terme « contrôle » est souvent utilisé pour désigner les deux sens, particulièrement en anglais (« *control* »). Ce chapitre traite de la commande des RPC, des contrôleurs utilisés pour le suivi de trajectoire et des algorithmes de distribution des tensions servant à résoudre la redondance d'actionnement.

1.3.1. Principes de la commande

Pour modifier la longueur des câbles d'un RPC, des ensembles d'enrouleurs et de moteurs sont généralement utilisés. Il existe tout de même d'autres systèmes d'actionnement comme l'utilisation de palans et d'actionneurs linéaires (Merlet 2008). Pour que l'effecteur suive une trajectoire ou pour qu'il atteigne une position et orientation données appelées **pose**, il faut calculer l'erreur de suivi et utiliser un contrôleur qui pilotera les moteurs. Pour les RPC, il existe deux façons de piloter les moteurs, soit en position angulaire, donc en tension électrique, soit en couple et donc en intensité de courant. Pour les RPC suspendus non redondants, le contrôleur commande généralement les moteurs en position angulaire et les câbles sont donc pilotés en longueur (Meunier, Boulet, et Nahon 2009; M. Lesellier et al. 2018). Cette commande est la plus simple à mettre en place quand il n'y a pas de redondance d'actionnement et qu'il est facile d'utiliser le MGI pour passer d'une pose à atteindre aux longueurs de câbles correspondantes. Il existe des exceptions de RPC redondants où les moteurs sont pilotés en position mais un algorithme de distribution des tensions est ajouté dans le contrôleur pour gérer le sur-actionnement (Abdelaziz et al. 2017). Pour les RPC complètement contraints, des erreurs dans le modèle géométrique qui sert à calculer les longueurs de câbles peuvent mener à une perte de tension ou une surtension sur certains câbles. Un pilotage des moteurs en couple est généralement utilisé pour toujours imposer un couple positif et forcer les câbles à rester tendus. La commande des câbles en tension ou effort peut aussi être utilisée pour des RPC suspendus non redondants (S. Baklouti et al. 2020).

On distingue deux types de commande pour les RPC : la commande dans l'espace opérationnel et celle dans l'espace articulaire. Dans le cas d'une **commande opérationnelle**, la position de l'effecteur est utilisée pour calculer les erreurs de poses à corriger (Figure 1.7.a). C'est la méthode la plus naturelle mais en pratique la position est estimée à partir des codeurs des moteurs, il faut donc utiliser le MGD pour convertir les mesures des codeurs en position de l'effecteur. Pour une **commande articulaire**, les longueurs des câbles données par les codeurs des moteurs sont utilisées pour calculer l'erreur (Figure 1.7.b). La trajectoire à effectuer est convertie dans le domaine articulaire grâce au MGI. Cette méthode est la plus simple à utiliser quand une mesure directe de la position n'est pas disponible. Il est important de noter que dans ce cas, le

modèle de câble utilisé dans le MGI et les erreurs de mesures sont des sources de dégradation de la précision de la pose. Le MGI étant non linéaire, les performances sur l'ensemble de l'espace de travail peuvent varier, et il n'est pas facile de prévoir celles-ci à partir des performances de la commande articulaire. Il est aussi possible d'utiliser une **commande mixte**, pour laquelle des mesures de la position obtenue grâce à des caméras et les mesures des codeurs des moteurs sont utilisés dans le schéma de contrôle (R. Chellal, Cuvillon, et Laroche 2017).

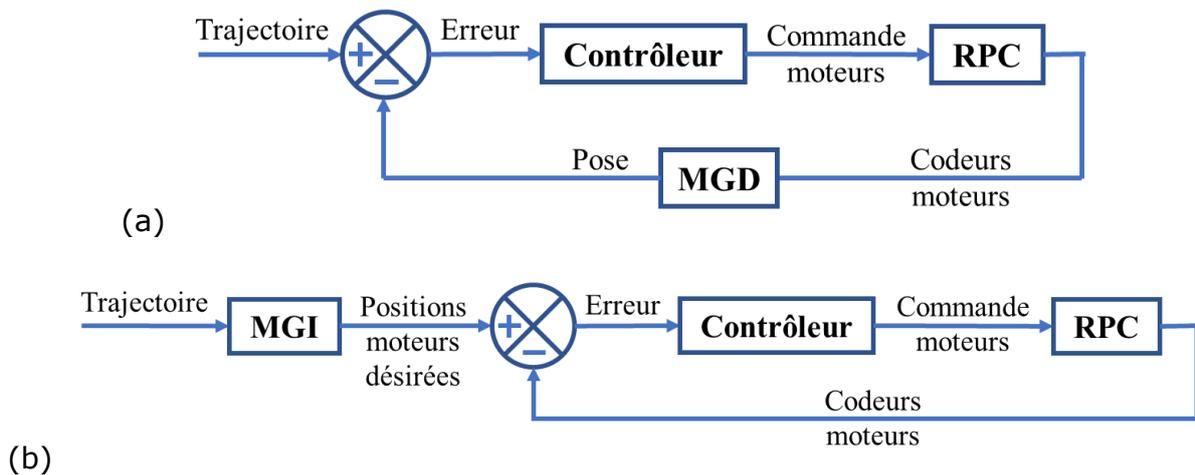


Figure 1.7: Schémas de commande dans l'espace opérationnel (a) et dans l'espace articulaire (b)

1.3.2. Schémas utilisés pour la commande

Les contrôleurs les plus utilisés pour les RPC utilisent les correcteurs classiques proportionnels dérivés (PD), proportionnels intégraux (PI) et proportionnels intégraux dérivés (PID). Les régulateurs PID sont suffisamment robustes pour commander un RPC, même si leur comportement est non linéaire (M. A. Khosravi et Taghirad 2014). En plus du correcteur, il est possible d'améliorer la commande en utilisant des connaissances sur le système ou en adaptant la commande avec les mesures. Les schémas de contrôle utilisés pour améliorer les performances peuvent être classés en plusieurs catégories :

- **Commande par anticipation** : une boucle d'anticipation peut permettre de compenser la dynamique du robot. Si elle est ajoutée dans l'espace opérationnel, l'anticipation peut contrer des effets inertiels et de gravité (Gholami, Aref, et Taghirad 2008). Dans l'espace articulaire, une boucle d'anticipation peut compenser la dynamique des câbles et des moteurs, comme pour le robot SEGESTA (S. Fang et al. 2004). Il est aussi possible d'agir sur les deux espaces dans le cas d'une commande mixte, comme sur le robot CoGiRo (J. Lamaury 2014).
- **Commande adaptative** : une loi d'adaptation permet d'ajuster des paramètres incertains d'un modèle de référence, à partir d'écart entre modèle et mesures, et de diminuer l'erreur d'asservissement. La

commande adaptative peut être basée sur la théorie de Lyapunov (J. Lamaury 2014; R. Babaghasabha, Khosravi, et Taghirad 2015).

- **Commande en cascade** : deux contrôleurs sont utilisés en cascade, ils peuvent être utilisés en série ou s'ajouter en parallèle. Un contrôleur dans l'espace articulaire précède un correcteur des tensions des câbles dans (Meunier, Boulet, et Nahon 2009). Dans (A. Vafaei, Aref, et Taghirad 2010), le contrôleur est la somme d'un correcteur PD dans l'espace opérationnel pour le suivi de trajectoire, d'un modèle dynamique inverse (MDI) pour contrer les effets dynamiques et d'un correcteur PD dans le domaine articulaire (Figure 1.8).
- **Commande dynamique H_∞** : la synthèse de correcteurs de système multi-variables peut être réalisée grâce à la synthèse H_∞ . Un modèle nominal linéarisé est utilisé, et les effets non-linéaires et de couplages sont considérés comme des perturbations sur le système. La commande dynamique H_∞ pour un RPC a montré une bonne robustesse et une bonne capacité de rejets de perturbations (R. Chellal, Cuvillon, et Laroche 2017).
- **Commande floue** : la logique floue est une extension de la logique classique où les valeurs de vérité des variables ne sont plus seulement les booléens 0 et 1, mais des réels entre 0 et 1. La commande floue est dédiée aux systèmes non-linéaires incertains. Un correcteur flou utilise des règles d'inférences décrivant le fonctionnement du système et peut être ajouté dans l'espace opérationnel pour faire face aux perturbations (Zi et al. 2008).

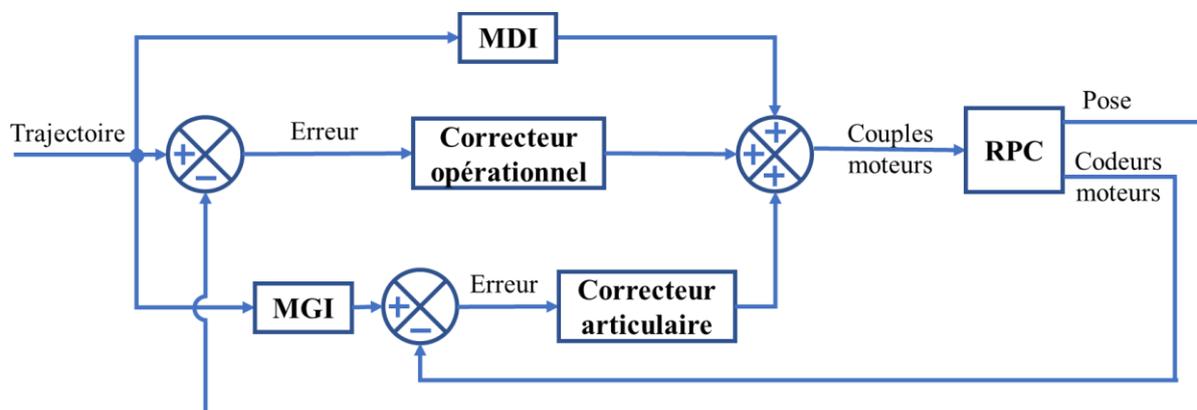


Figure 1.8: Exemple de contrôleur en cascade

1.3.3. Distribution des tensions

A cause de la redondance d'actionnement, un algorithme de distribution de tension doit être utilisé, ce qui revient à choisir un ensemble d'égalités ou d'inégalités pour obtenir une distribution optimale de la tension (Meunier, Boulet, et Nahon 2009). Un algorithme de distribution de tension permet de choisir des propriétés sur la tension des câbles, il est par exemple possible de :

- forcer toutes les tensions positives, pour éviter d'avoir un câble non tendu (S.-R. Oh et Agrawal 2003) ;

- borner les tensions avec un domaine des tensions réalisables $[t_{min}; t_{max}]$ (J. Lamaury 2014; J. Lamaury et al. 2013) ;
- imposer des conditions de stabilité pour les bases mobiles d'un RPC (T. Rasheed et al. 2018) avec un algorithme de domaine des tensions réalisables modifié ;
- minimiser les forces nécessaires à l'atteinte d'une pose pour minimiser l'énergie utilisée (A. Vafaei, Aref, et Taghirad 2010) ;
- forcer des évolutions continues pour les tensions (A. Pott 2014).

Différentes approches ont été proposées dans la littérature pour calculer les distributions de tension, et chaque approche possède des caractéristiques différentes tout en exigeant des efforts de calcul différents. On peut citer :

- la programmation linéaire (S.-R. Oh et Agrawal 2005; P. H. Borgstrom et al. 2009) valable sur tout l'espace de travail mais non adaptée à une application en temps réel ;
- la programmation quadratique (T. Bruckmann, Pott, et Hiller 2006) apte à une application en temps réel mais ne couvrant pas tout l'espace de travail ;
- les méthodes basées sur le calcul du gradient (R. Verhoeven 2004) qui assurent une évolution continue des tensions mais non applicables en temps réel ;
- les méthodes barycentriques (L. Mikelsons et al. 2008) applicables en temps réel mais applicables seulement pour un degré de redondance $r = 2$;
- les méthodes dites « closed-form » (A. Pott, Bruckmann, et Mikelsons 2009) aptes au temps réel, avec continuité des tensions mais sans couverture totale de l'espace de travail, dont une version a été améliorée par (A. Pott 2014) pour une meilleure couverture.

La recherche d'algorithmes de distribution de tension possédant des caractéristiques satisfaisantes en termes de stabilité, de rapidité et de continuité est un champ de recherche toujours en activité.

1.4. Contrôle actif des vibrations

Pour certains systèmes, le bruit ou les vibrations posent un problème de performance et des méthodes de contrôle vibratoire sont utilisées. Les techniques conventionnelles de **contrôle passif** s'avèrent peu adaptées au cas des RPC, à cause du déplacement de l'effecteur et du déroulement des câbles, c'est pourquoi ce chapitre s'intéresse aux méthodes de **contrôle actif** des vibrations. Le principe général est d'utiliser un dispositif actif pour générer un champ de phase opposée au champ de la perturbation qui interfère avec ce dernier pour diminuer les vibrations.

1.4.1. Réduction des vibrations pour les RPC

La raideur et le taux d'amortissement d'un RPC sont faibles à cause de leur structure et de l'utilisation de câbles pour la transmission. Les RPC sont donc sujets aux vibrations, qui peuvent altérer la précision et la performance en général. Des méthodes de contrôle vibratoire peuvent donc être utilisées pour augmenter l'amortissement, modifier la raideur, augmenter la stabilité ou rejeter des perturbations.

Pour cela, il est possible d'agir sur la commande et de concevoir un contrôleur apte à diminuer les niveaux vibratoires et à rejeter des perturbations. Pour le robot complètement contraint FALCON, l'utilisation de forces internes dans la résolution du sur-actionnement a permis d'augmenter la raideur du robot (S. Kawamura et al. 1997). Dans (Zi et al. 2008), un correcteur flou PI est utilisé pour réduire les vibrations induites par le vent. Pour contrôler la position, rejeter les perturbations et les vibrations d'un robot à câbles de faibles raideurs, il est proposé dans (J. Begey et al. 2019) d'utiliser un schéma de contrôle en cascade, avec une boucle interne de linéarisation contrôlant la position angulaire du treuil et une boucle visuelle externe contrôlant la position de l'effecteur. Des méthodes appelées « input shaping » ont aussi été utilisées pour rejeter des vibrations (X. Weber, Cuvillon, et Gangloff 2015; S. Baklouti et al. 2020). L'input shaping est une méthode basée sur la convolution de séquence d'impulsions avec une commande arbitraire. Les fréquences d'apparition des impulsions et leurs amplitudes sont obtenues à partir des fréquences et des taux d'amortissement de l'espace modal du système.

Une autre façon de contrôler les vibrations d'un RPC est d'ajouter des dispositifs actifs par exemple avec l'ajout de roues d'inertie sur l'effecteur (X. Weber, Cuvillon, et Gangloff 2014) ou l'installation d'un bras rotatif sur la plateforme (M. Lesellier et al. 2018). Sur un autre RPC, deux pendules actifs positionnés sur la plateforme (Figure 1.9) sont utilisés pour compenser les vibrations hors-plan du robot (M. Rushton 2016). Ces dispositifs actifs créent un torseur d'efforts qui permet de dissiper l'énergie vibratoire et peuvent donc stabiliser la plateforme et rejeter des perturbations.

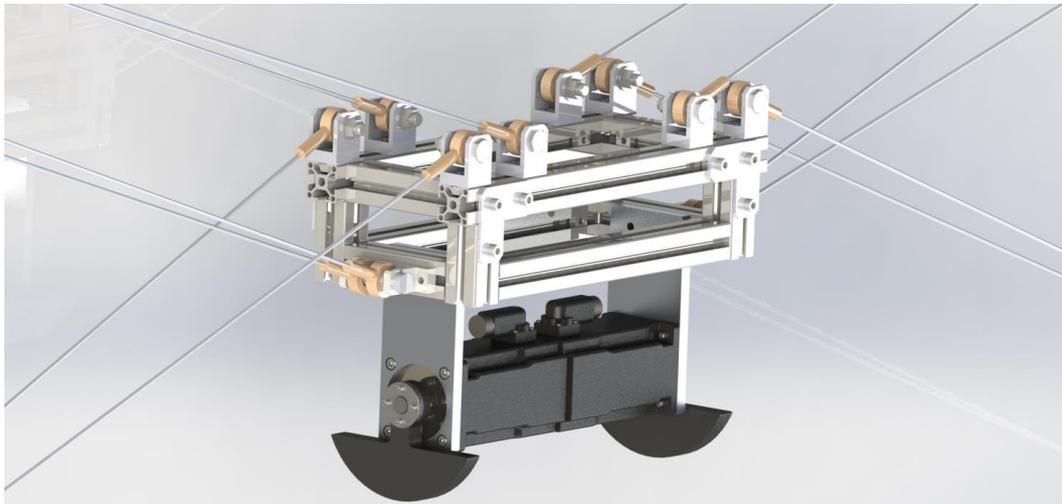


Figure 1.9 : Plateforme d'un RPC équipée de pendules actifs (M. Rushton 2016)

1.4.2. Contrôle actif pour les structures flexibles

Des simulations montrent qu'il est possible de réduire les vibrations d'un RPC plan dans les directions non planes en utilisant seulement les câbles (M. Rushton et Khajepour 2018). Il est donc utile de s'intéresser aux techniques de contrôle actif utilisées sur les câbles dans d'autres structures flexibles. Plusieurs techniques de contrôle actif ont été étudiées dans des applications où la précision, la robustesse et l'amortissement étaient des critères de performance. Ces techniques utilisent des actionneurs qui sont pilotés grâce à des capteurs placés sur la structure qui caractérisent les vibrations à rejeter. Elles se séparent en deux catégories, selon si le capteur mesure un déplacement ou une force.

Dans la première catégorie, l'actionneur est piloté avec un signal mesurant le déplacement de la structure. Par exemple, les vibrations induites par les tourbillons d'air d'un cylindre flexible monté en porte-à-faux à l'intérieur d'une soufflerie peuvent être amorties grâce à un actionneur piloté par un signal proportionnel et opposé à la vitesse du cylindre (Baz et Ro 1991). Il est aussi possible d'utiliser un retour proportionnel de la position pour piloter l'actionneur (C. J. Goh 1983), mais ce système est stable sous conditions, et le problème de stabilité est étudié dans (C. J. Goh et Caughey 1985).

Pour un couple d'actionneur et de capteur colocalisés, Preumont a montré que si l'actionneur est piloté avec l'intégrale de la force mesurée par le capteur, et que l'hystérésis du retard temporel de l'actionneur est négligeable alors le système est inconditionnellement stable (A. Preumont et al. 2002 ; André Preumont 2018). Ainsi, cette technique de contrôle vibratoire appelée « **Integral Force Feedback** » (**IFF**) a été utilisée pour plusieurs types de structures câblées (F. Bossens 2001), comme des ponts haubanés (Figure 1.10) (Achkire et Preumont 1996; A. Preumont et al. 2016), des systèmes actionnés par câbles (D. Mohammadshahi 2013) ou encore pour améliorer la stabilité dynamique du télescope « Thin Aperture Light Collector » (TALC) (M. Verma et al. 2020).

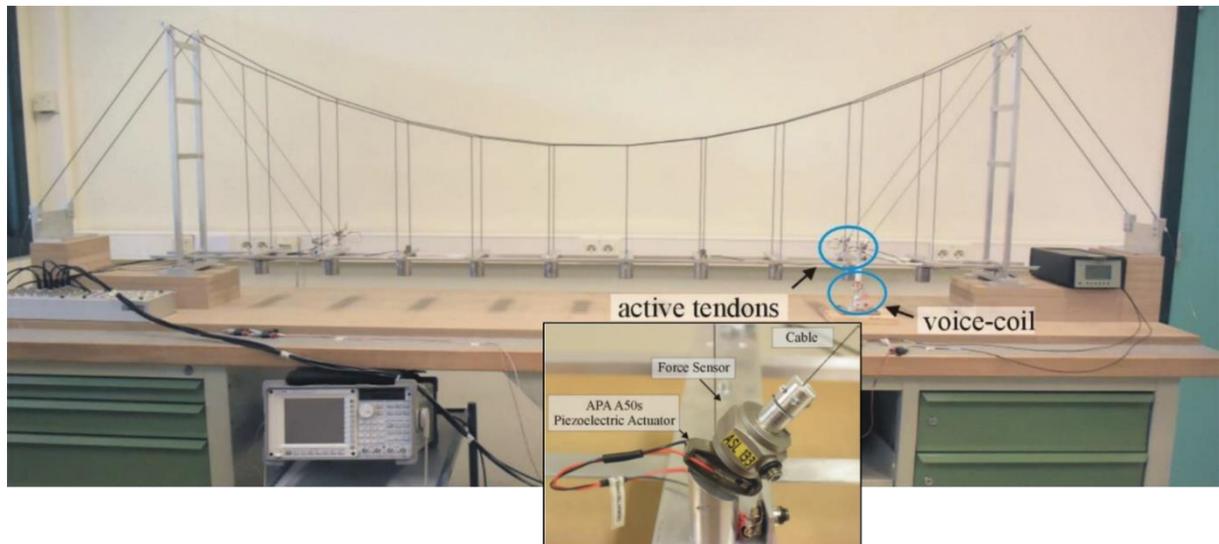


Figure 1.10 : Maquette de pont haubané équipé d'un dispositif de contrôle actif

1.5. Objectifs et contributions

Ce chapitre présente le projet CabFab dans lequel s'inscrit cette thèse, ses objectifs ainsi que les contributions apportées par la thèse.

1.5.1. Projet CabFab

Le projet de recherche CabFab a pour objectifs la conception et la réalisation d'un RPC pour l'impression 3D de haute précision. Les deux partenaires académiques du projet sont l'Ecole d'ingénieurs SIGMA Clermont et le laboratoire LaMCoS de l'INSA Lyon. Le projet CabFab est en lien direct avec la chaire de fabrication additive créée depuis le 1^{er} janvier 2016 à SIGMA Clermont, établissement porteur du projet. Cette chaire a pour but de participer activement à l'industrialisation de ce nouveau procédé de fabrication et de faire converger ses domaines d'excellence : la conception de machines, la chimie des polymères et l'organisation industrielle à l'interface entre mécanique et chimie. Ce projet est structuré autour de deux thèses, une première à SIGMA Clermont et une seconde au LaMCoS.

La première thèse s'est déroulée à SIGMA Clermont et a commencé neuf mois avant celle objet du présent manuscrit. Elle porte sur la conception et la réalisation d'un robot parallèle à huit câbles complètement contraint, l'optimisation de sa raideur et de son espace de travail, ainsi que l'identification de ses paramètres. Le prototype du robot à huit câbles a été testé expérimentalement et la conception du robot a été approuvée. La seconde thèse présentée ici s'est déroulée au LaMCoS et porte sur la commande des moteurs pour un suivi de trajectoire et le contrôle des vibrations. Les méthodes et les technologies ont été développées pour être modulaires et des échanges ont été réalisés entre les deux partenaires du projet.

1.5.2. Contributions de la thèse

Les contributions de cette thèse se séparent en deux axes principaux.

Le premier, correspondant à la partie 2, traite de la **synthèse de lois de commande** pour le suivi de trajectoire des RPC. Des modèles dynamiques sont introduits pour des robots parallèles à deux et à huit câbles afin de comprendre le comportement dynamique d'un RPC et de concevoir des contrôleurs. Trois contrôleurs sont ainsi proposés pour améliorer les performances d'un correcteur PID. Un prototype à deux câbles est conçu afin de mettre en pratique les contrôleurs conçus. Les trois contrôleurs sont testés sur des déplacements sur un degré de liberté et montrent des performances de précision et de rapidité supérieures à celle d'un contrôleur PID.

Le second axe correspondant à la partie 3, s'intéresse au **contrôle actif des vibrations** pour les RPC. L'originalité de la thèse est l'intégration sur le RPC d'un dispositif de contrôle actif utilisé sur des structures câblées comme les ponts haubanés (Achkire et Preumont 1996; A. Preumont et al. 2016) ou comme le TALC (M. Verma et al. 2020). Les tendons actifs sont composés d'un capteur et d'un actionneur piézoélectriques et leur contrôle est indépendant du contrôle de trajectoire, ce qui en fait un dispositif modulaire, qui peut être installé au choix sur un ou plusieurs câbles. Des travaux théoriques et numériques sont réalisés pour tester la stratégie de contrôle, concevoir des contrôleurs adaptés et optimiser la localisation des tendons actifs sur les câbles. Un prototype à huit câbles avec deux tendons actifs est développé et une optimisation paramétrique des contrôleurs est effectuée afin de maximiser la réduction des vibrations.

Pour effectuer une liaison avec le travail effectué à SIGMA Clermont, la partie 4 présente un exemple d'intégration de deux tendons actifs sur le modèle dynamique du RP8C conçu durant la thèse déroulée à SIGMA Clermont.

2. Synthèse de lois de commande pour les RPC

Dans le domaine des RPC, la synthèse de lois de commande pour le suivi de trajectoire des RPC est une problématique principale, à cause de leur dynamique complexe, du comportement uniaxial des câbles qui ne peuvent générer une tension que dans une direction et du potentiel sur-actionnement. Avant de concevoir un contrôleur pour effectuer un suivi de trajectoire, il est utile de comprendre et de modéliser le comportement d'un RPC. Afin de mieux comprendre les phénomènes associés aux RPC et de tester les performances des lois de commandes proposées, un premier prototype de robot parallèle à 2 câbles (RP2C) à un degré de liberté a été réalisé.

Les objectifs de cette partie sont donc la compréhension du comportement d'un RPC, la synthèse de contrôleurs pour suivre une trajectoire et la conception et réalisation d'un prototype à deux câbles avec un degré de liberté pour tester les contrôleurs. Le premier chapitre traite de la modélisation simple d'un RP2C et de la modélisation plus classique pour un robot parallèle à 8 câbles (RP8C). Le deuxième chapitre s'intéresse à la conception de trois contrôleurs pouvant améliorer les performances d'un contrôleur PID. Des simulations numériques sont effectuées dans le troisième chapitre pour tester les contrôleurs. Le quatrième chapitre présente la conception, la mise en place d'un premier prototype ainsi que des résultats expérimentaux, et le dernier chapitre conclut le travail réalisé sur la commande des RPC.

2.1. Modélisation des RPC

Ce chapitre s'intéresse à la modélisation des RPC et se découpe en deux sections : une pour la modélisation du RP2C et la seconde pour la modélisation du RP8C. Pendant la thèse, trois modèles ont été mis en place pour le RP2C : un modèle simple avec des câbles rectilignes, un modèle discrétisé à paramètres répartis et un modèle basé sur la méthode des éléments finis à longueurs variables. Comme les câbles du robot ont une longueur de l'ordre du mètre et une faible masse, la différence entre les modèles mis en place est faible (Lacaze, Chesné, et Rémond 2019). Seul le modèle simple avec les câbles rectilignes sera donc présenté dans cette première section pour le RP2C. Les deux autres modèles n'ont pas été réutilisés dans la suite de la thèse et sont donc présentés succinctement en Annexe A. Ensuite, un modèle pour le RP8C sera aussi présenté avec le formalisme matriciel utilisé dans la plupart des travaux sur les RPC. Il permettra d'étendre les contrôleurs conçus à un robot avec six degrés de liberté et de tester leurs performances.

2.1.1. Modélisation pour un RP2C

Cette section présente un modèle simple en deux dimensions pour un RP2C. Le seul degré de liberté commandable est la position horizontale x . Les principales hypothèses sont : un effecteur de masse m_e modélisé par un point C , des câbles considérés rectilignes sans masse de longueurs l_1 et l_2 et une parfaite transmission des efforts t_1 et t_2 par les câbles suivant les vecteurs directeurs unitaires \vec{u}_1 et \vec{u}_2 . Les points A_1 et A_2 représentent les **points de sortie** des poulies de renvoi et sont considérés fixes. A ce RP2C sont ajoutés deux capteurs à fil tendu, qui mesurent la longueur entre un point de sortie du capteur A_{ci} et l'effecteur. Les deux longueurs obtenues l_{c1} et l_{c2} permettront de déterminer la position $[x, z]^T$ du point C . Les capteurs exercent une tension constante $t_c = 3.5$ N. La Figure 2.1 représente le RP2C avec les notations utilisées. Le repère \mathcal{R}_0 est placé sur le point O , situé sur la médiatrice du segment $[A_1A_2]$, au niveau du sol, afin de rendre plus facile la comparaison avec les résultats expérimentaux.

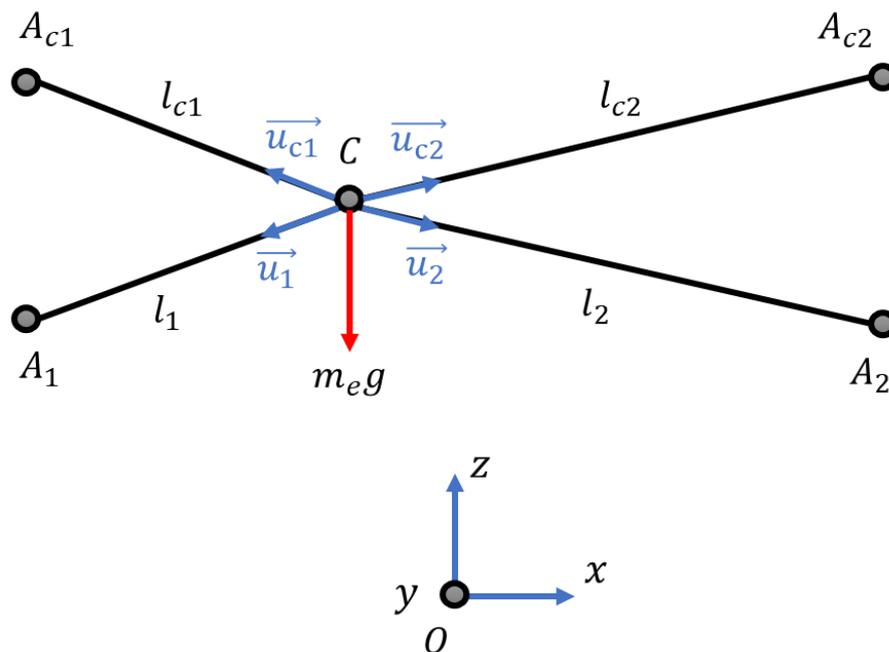


Figure 2.1: Schéma d'un RP2C

Le **modèle géométrique inverse (MGI)** relie les longueurs des câbles l_i à la position $\vec{OC} = \begin{pmatrix} x \\ z \end{pmatrix}$, et s'écrit simplement :

$$l_i = \|\vec{OA}_i - \vec{OC}\| \quad (2.1)$$

Il en est de même pour les longueurs mesurées par les capteurs :

$$l_{ci} = \|\vec{OA}_{ci} - \vec{OC}\| \quad (2.2)$$

Le **modèle dynamique** relie l'accélération $\begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{z} \end{pmatrix}$ aux efforts t_i appliqués sur les câbles et le poids de l'effecteur, il est obtenu grâce au principe fondamental de la dynamique (PFD) :

$$m_e \begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{z} \end{pmatrix} = t_1 \vec{u}_1 + t_2 \vec{u}_2 + t_c (\vec{u}_{c1} + \vec{u}_{c2}) + \begin{pmatrix} 0 \\ -m_e g \end{pmatrix} \quad (2.3)$$

Les vecteurs d'orientation unitaires sont obtenus par :

$$\begin{cases} \vec{u}_i = \frac{\vec{OA}_i - \vec{OC}}{l_i} \\ \vec{u}_{ci} = \frac{\vec{OA}_{ci} - \vec{OC}}{l_{ci}} \end{cases} \quad (2.4)$$

Les moteurs des RPC peuvent être pilotés en position angulaire ou en couple. Pour les RPC complètement contraints, le pilotage en position angulaire peut mener à une perte de tension ou à une surtension dans les câbles. Pour toujours imposer un couple positif et forcer les câbles à rester tendus, il a donc été choisi de piloter les moteurs en couple, et donc en intensité de courant électrique. Dans ce modèle, seule la tension t_1 est pilotée avec un moteur et la tension t_2 est imposée constante. Pour un moteur à courant continu, le couple C_m est calculé à partir de l'intensité de courant I_m et des dérivées de la rotation angulaire du moteur θ_m :

$$C_m = K_c I_m - f \frac{d\theta_m}{dt} - J \frac{d^2\theta_m}{dt^2} \quad (2.5)$$

K_c est la constante de couple, f le coefficient de frottements visqueux et J le moment d'inertie du moteur. Les dérivées angulaires sont exprimées en fonction des dérivées de la longueur l_1 grâce à la relation $\frac{d\theta_m}{dt} = -\frac{1}{r_{enr}} \frac{dl_1}{dt}$, où r_{enr} est le rayon de l'enrouleur. Les dérivées de l_1 sont obtenues grâce aux modèles cinématiques du 1^{er} et 2nd ordre. Le 1^{er} ordre s'écrit :

$$\frac{dl_1}{dt} = -\vec{u}_1 \cdot \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{z} \end{pmatrix} \quad (2.6)$$

Le modèle cinématique du 2nd ordre s'obtient par différenciation du modèle du 1^{er} ordre :

$$\frac{d^2 l_1}{dt^2} = -\dot{\vec{u}}_1 \cdot \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{z} \end{pmatrix} - \vec{u}_1 \cdot \begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{z} \end{pmatrix} = \frac{\begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{z} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{z} \end{pmatrix}}{l_1} + \left(\frac{\vec{u}_1 \cdot \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{z} \end{pmatrix}}{l_1^2} \right) \left(\begin{pmatrix} x - x_{A_1} \\ z - z_{A_1} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \dot{x} \\ \dot{z} \end{pmatrix} \right) - \vec{u}_1 \cdot \begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{z} \end{pmatrix} \quad (2.7)$$

La dynamique de l'effecteur est obtenue avec la relation $t_1 = \frac{C_m}{r}$, permettant de lier les équations (2.3) et (2.5) :

$$\begin{pmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{z} \end{pmatrix} = \frac{1}{m_e} \left[\frac{1}{r_{enr}} \left(K_c I + \frac{f}{r_{enr}} \frac{dl_1}{dt} + \frac{J}{r_{enr}} \frac{d^2 l_1}{dt^2} \right) \vec{u}_1 + t_2 \vec{u}_2 + t_c (\vec{u}_{c1} + \vec{u}_{c2}) \right] + \begin{pmatrix} 0 \\ -g \end{pmatrix} \quad (2.8)$$

2.1.2. Modélisation pour un RP8C

Dans cette section sont décrites les équations qui régissent le comportement dynamique de l'effecteur d'un RP8C représenté en Figure 2.2. Par rapport à la section précédente, l'effecteur n'est plus modélisé par un point mais par un cylindre solide et les **points d'attache** B_i , avec $i \in \{1, \dots, m\}$, sont situés autour du centre de gravité de l'effecteur C . Le modèle présenté est facilement adaptable pour un RPC avec un nombre de câbles m différent de 8. Pour les indices $i < 4$, les points d'attache sont situés sur le dessus de l'effecteur et les 4 autres sont situés en dessous. Une vue du dessus de l'effecteur est visible sur la Figure 2.3. Sauf précision, tous les vecteurs sont écrits dans la base fixe du bâti \mathcal{R}_O . Les vecteurs exprimés dans la base de l'effecteur \mathcal{R}_E sont notés \vec{v}^E . Les notations utilisées sont résumées sur la Figure 2.4 qui représente les deux repères \mathcal{R}_O et \mathcal{R}_E , l'effecteur de centre C , les points d'attache B_i et les points de sortie des poulies de renvoi A_i . Le $i^{\text{ème}}$ câble est représenté le segment $[A_i B_i]$, sa longueur et son vecteur directeur sont respectivement notés l_i et \vec{u}_i .

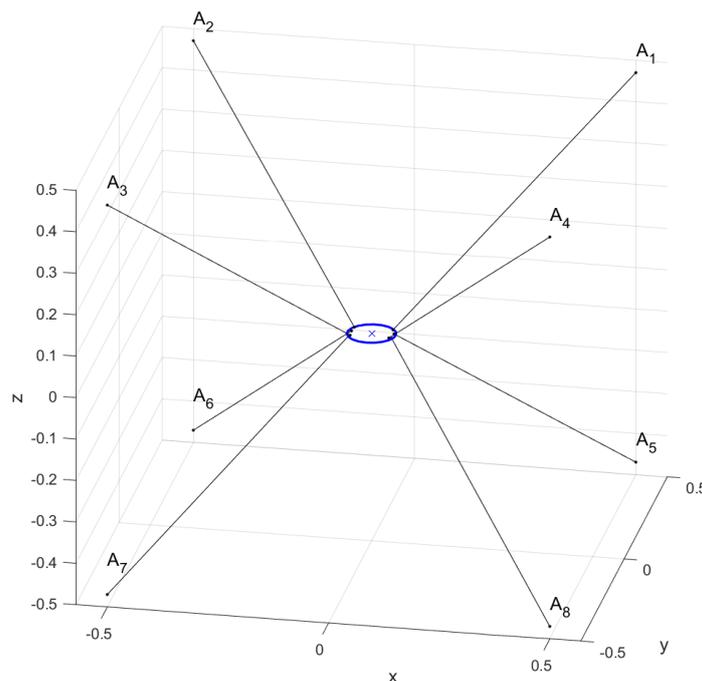


Figure 2.2 : Représentation du RP8C

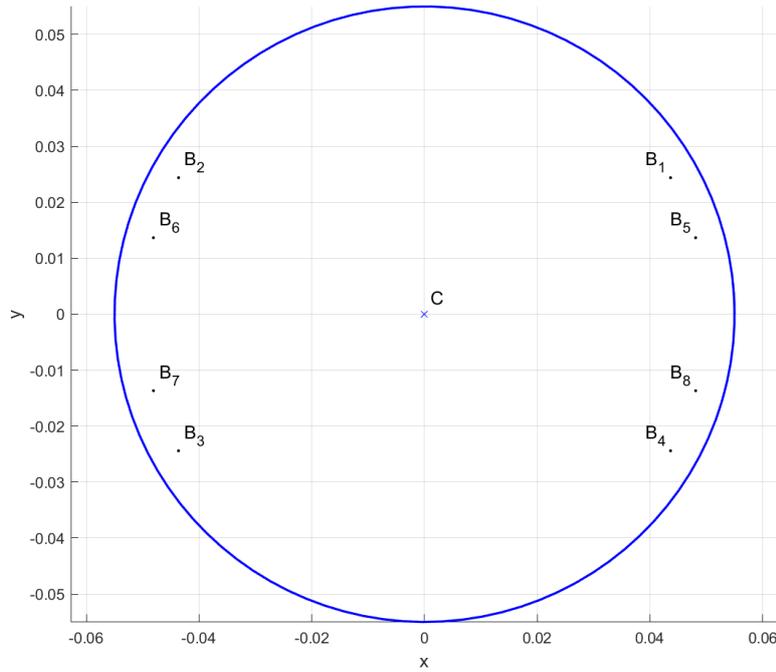


Figure 2.3 : Vue du dessus de l'effecteur du RP8C

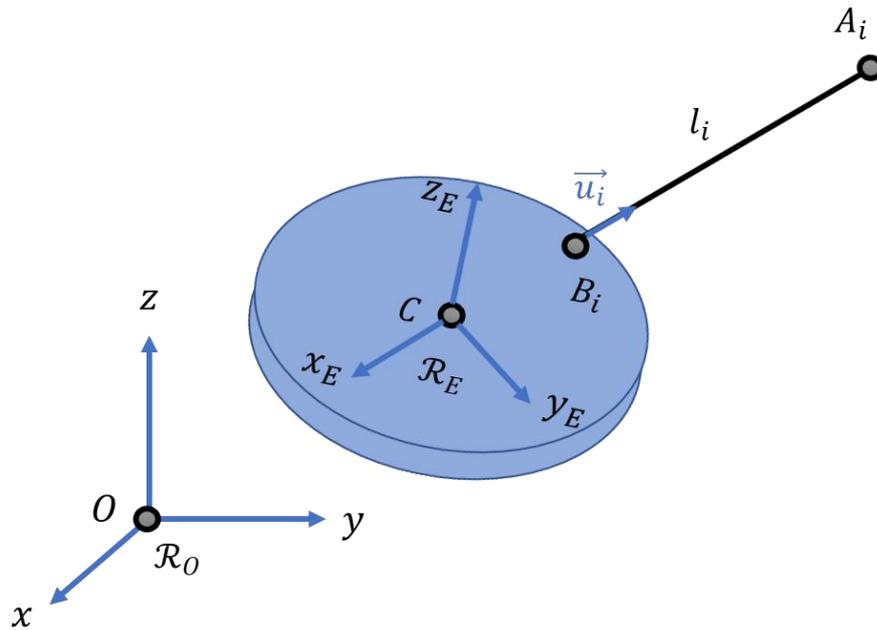


Figure 2.4 : Schéma d'un RPC

2.1.2.1. Modèle géométrique inverse (MGI)

Le **MGI** relie les longueurs des câbles l_i à la pose $\vec{X} = [x, y, z, \psi, \theta, \phi]^T$, correspondant à la position $\overline{OC} = [x, y, z]^T$ et à son orientation $[\psi, \theta, \phi]^T$ exprimée avec la convention de Tait-Bryan X-Y-Z. Pour faciliter l'écriture, on note $cu =$

$\cos(u)$ et $\sin(u)$, pour $u \in \{\psi, \theta, \phi\}$. La matrice de rotation entre le repère \mathcal{R}_E et le repère \mathcal{R}_O s'écrit alors :

$$\mathbf{R}_{OE} = \begin{bmatrix} c\phi c\theta & -c\theta s\phi & s\theta \\ c\psi s\phi + c\phi s\psi s\theta & c\phi c\psi - s\phi s\psi s\theta & -c\theta s\psi \\ s\phi s\psi - c\phi c\psi s\theta & c\phi s\psi + c\psi s\phi s\theta & c\psi c\theta \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

La matrice \mathbf{R}_{OE} permet d'exprimer les positions des points d'attache B_i , exprimés dans le repère de l'effecteur $\overline{CB_i^E}$, dans le repère du bâti \mathcal{R}_O :

$$\overline{OB_i} = \overline{OC} + \mathbf{R}_{OE} \overline{CB_i^E} \quad (2.10)$$

Les longueurs l_i des câbles sont calculées avec :

$$l_i = \|\overline{AB_i}\| = \|\overline{OA_i} + \overline{OB_i}\| \quad (2.11)$$

Finalement, le MGI est résumé avec l'équation suivante :

$$l_i = \|\overline{OA_i} + \overline{OC} + \mathbf{R}_{OE} \overline{CB_i^E}\| \quad (2.12)$$

2.1.2.2. Modèle dynamique

Le **modèle dynamique** relie l'accélération en position $\ddot{\overline{OC}}$ et en orientation aux efforts appliqués sur les câbles : les tensions des câbles t_i et le poids de l'effecteur. Il est composé de deux parties, la première est issue du PFD en translation :

$$m_e \ddot{\overline{OC}} = \sum_{i=1}^m t_i \overline{u_i} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -m_e g \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

Les vecteurs unitaires donnant les directions des tensions sont calculés avec $\overline{u_i} = \frac{\overline{AB_i}}{l_i}$. La seconde partie provient du PFD en rotation :

$$\mathbf{I}_e \begin{bmatrix} \ddot{\psi} \\ \ddot{\theta} \\ \ddot{\phi} \end{bmatrix} = \sum_{i=1}^m t_i \overline{CB_i} \wedge \overline{u_i} \quad (2.14)$$

La matrice d'inertie \mathbf{I}_e de l'effecteur au point C est obtenue en écrivant la matrice d'inertie d'un cylindre de rayon r_e et de masse m_e exprimée dans la base \mathcal{R}_E ,

$$\mathbf{I}_e^E = 4m_e r_e^2 \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2 \end{bmatrix}, \text{ dans la base fixe du bâti } \mathcal{R}_O \text{ grâce à la relation : } \mathbf{I}_e = \mathbf{R}_{OE} \mathbf{I}_e^E \mathbf{R}_{OE}^T.$$

On peut regrouper le comportement dynamique en un système matriciel en utilisant la matrice Jacobienne \mathbf{J}_u des vecteurs unitaires $\overline{u_i}$ et de la matrice de masse de l'effecteur \mathbf{M} :

$$J_u = \begin{bmatrix} \vec{u}_1 & \dots & \vec{u}_m \\ \vec{CB}_1 \wedge \vec{u}_1 & \dots & \vec{CB}_m \wedge \vec{u}_m \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

$$M = \begin{bmatrix} m_e I_3 & \mathbf{0}_3 \\ \mathbf{0}_3 & R_{OE} I_e^E R_{OE}^T \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

Où I_3 est la matrice identité de dimensions 3x3 et $\mathbf{0}_3$ la matrice nulle de dimensions 3x3.

Le modèle dynamique complet s'écrit donc :

$$M\ddot{X} = J_u \vec{t} + \vec{f}_{ext} \quad (2.17)$$

Avec $\vec{f}_{ext} = [0,0,-m_e g,0,0,0]^T$. Le RP8C sera commandé avec les couples des moteurs \vec{c}_m , donc les couples sont convertis en tensions dans les câbles avec l'équation : $\vec{t} = \frac{\vec{c}_m}{r_{enn}}$, où r_{enn} est le rayon des enrouleurs.

2.2. Conception de contrôleurs pour le suivi de trajectoire

Les correcteurs PID sont assez robustes pour être utilisés pour un RPC, malgré leur comportement non linéaire (M. A. Khosravi et Taghirad 2014). Il est possible d'améliorer le suivi de trajectoire d'un RPC en ajoutant des termes anticipant le comportement dynamique du système. Il existe beaucoup de schémas de contrôle complexes introduits pour des RPC, comme la **commande en cascade** ou la **commande dynamique H_∞** . Ces modèles nécessitent plus ou moins de connaissances sur le système et peuvent parfois demander une identification précise des paramètres. L'identification est un enjeu majeur des RPC (J. A. D. Sandretto 2013; R. Chellal, Cuvillon, et Laroche 2017). Le premier contrôleur présenté dans ce chapitre est un contrôleur qui anticipe le comportement dynamique grâce à un modèle dynamique inverse (MDI).

Dans la pratique, le MDI ne correspond souvent pas totalement à la réalité, car lorsqu'on modélise un système, on effectue toujours des hypothèses pour écrire les équations qui caractérisent son comportement. Notamment, dans le chapitre précédent, seuls les effets des forces dans les câbles et de la gravité sont étudiés, le câble est considéré comme rectiligne, transmettant parfaitement un effort, le comportement des moteurs est simplifié et par exemple les frottements ne sont pas modélisés. Pour contourner ce problème, il existe d'autres méthodes de contrôle basées sur la commande sans modèle. En plus du premier contrôleur basé sur le MDI, ce chapitre a donc aussi pour objectif de présenter deux autres contrôleurs ne nécessitant pas de modèle du système. Ces contrôleurs s'appuient sur des méthodes déjà existantes pour d'autres applications mais peu ou pas utilisées pour les RPC.

Les trois contrôleurs présentés suivent la structure de la Figure 2.5. Le bloc « RPC » du schéma correspond au modèle dynamique du robot pour les simulations et au prototype pour les expérimentations. Le contrôleur est placé dans l'espace opérationnel pour le RP2C, la position de l'effecteur est directement utilisée pour calculer l'erreur. Pour le RP8C, le contrôleur est placé dans l'espace articulaire, les longueurs des câbles sont utilisées pour calculer l'erreur afin d'éviter le problème du sur-actionnement. Les moteurs sont commandés en couple, donc en intensité de courant. Au correcteur PID est ajouté un modèle d'anticipation basé sur des données, qui peuvent être l'erreur articulaire, l'accélération ou la vitesse souhaitée, ou par exemple les dernières valeurs de courant envoyées aux moteurs.

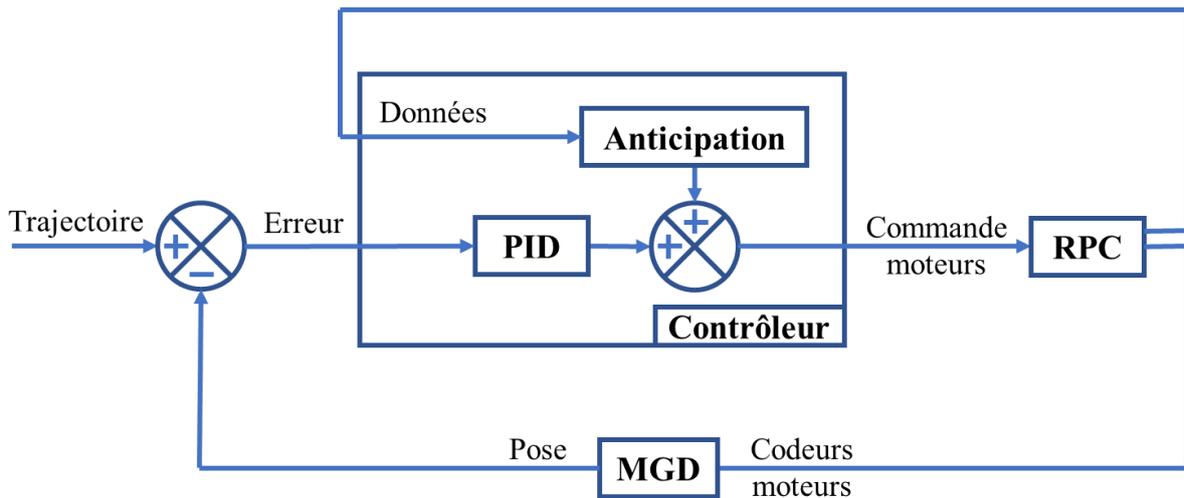


Figure 2.5 : Contrôleur avec anticipation

2.2.1. Contrôleurs intégrant un modèle dynamique inverse

Il n'est pas toujours possible d'inverser le modèle dynamique, car cela dépend des hypothèses choisies pour modéliser le comportement du robot. Dans l'équation dynamique (2.8) du RP2C, les accélérations \ddot{x} et \ddot{z} dépendent des caractéristiques géométriques du robot et de l'intensité de courant du moteur I_m . Il est facile d'obtenir l'intensité de courant nécessaire au suivi de trajectoire x_{traj} en inversant l'équation (2.8) :

$$I_m = \frac{1}{K_c} \left[\frac{r_{enr}(m_e \ddot{x}_{traj} - t_2 u_{2,x} - t_c(u_{c1,x} + u_{c2,x}))}{u_{1,x}} - \frac{f}{r_{enr}} \frac{dl_1}{dt} - \frac{J}{r_{enr}} \frac{d^2 l_1}{dt^2} \right] \quad (2.18)$$

La tension t_2 est imposée constante, les composantes horizontales des vecteurs unitaires sont calculées avec $u_{i,x} = \frac{x_{A_i} - x_{traj}}{\| \overrightarrow{OA_i} - \begin{pmatrix} x_{traj} \\ z \end{pmatrix} \|}$ et $u_{ci,x} = \frac{x_{A_{ci}} - x_{traj}}{\| \overrightarrow{OA_{ci}} - \begin{pmatrix} x_{traj} \\ z \end{pmatrix} \|}$, la longueur du câble n°1 avec $l_1 = \| \overrightarrow{OA_1} - \begin{pmatrix} x_{traj} \\ z \end{pmatrix} \| = \| \begin{pmatrix} x_{A_1} - x_{traj} \\ z_{A_1} - z \end{pmatrix} \|$ et les dérivées de longueurs

du câble sont déterminées avec les équations (2.6) et (2.7) en y remplaçant la position x par la trajectoire x_{traj} :

$$\frac{dl_1}{dt} = \frac{(x_{traj} - x_{A_1})\dot{x}_{traj}}{l_1} \quad (2.19)$$

$$\frac{d^2l_1}{dt^2} = \frac{\dot{x}_{traj}^2}{l_1} - \frac{((x_{traj} - x_{A_1})\dot{x}_{traj})^2}{l_1^3} + \frac{(x_{traj} - x_{A_1})\ddot{x}_{traj}}{l_1} \quad (2.20)$$

Les variations de z sont ici considérées nulles le long de la trajectoire. Une alternative est d'utiliser les données des codeurs des moteurs pour obtenir les variations de longueurs $\frac{dl_1}{dt}$ et $\frac{d^2l_1}{dt^2}$ en utilisant l'équation $\frac{d\theta_m}{dt} = -\frac{1}{r_{enr}} \frac{dl_1}{dt}$.

Il est aussi possible de simplifier l'équation (2.18), en considérant que z est négligeable devant x . Ainsi les câbles sont horizontaux, ce qui permet d'écrire $l_1 \simeq x_{traj} - x_{A_1}$ et $l_2 \simeq x_{A_2} - x_{traj}$. De plus, les efforts des capteurs se compensent, ce qui permet d'écrire un modèle dynamique inverse simplifié (MDIS) :

$$I_m = \frac{1}{K_c} \left[r(t_2 - m_e \ddot{x}_{traj}) - \frac{f}{r_{enr}} \dot{x}_{traj} - \frac{J}{r_{enr}} \ddot{x}_{traj} \right] \quad (2.21)$$

A partir de ces équations, il est facile de mettre en place un contrôleur basé sur le MDI ou sur le MDIS, en ajoutant le terme I_m à la sortie du correcteur PID, comme représenté sur la Figure 2.6.

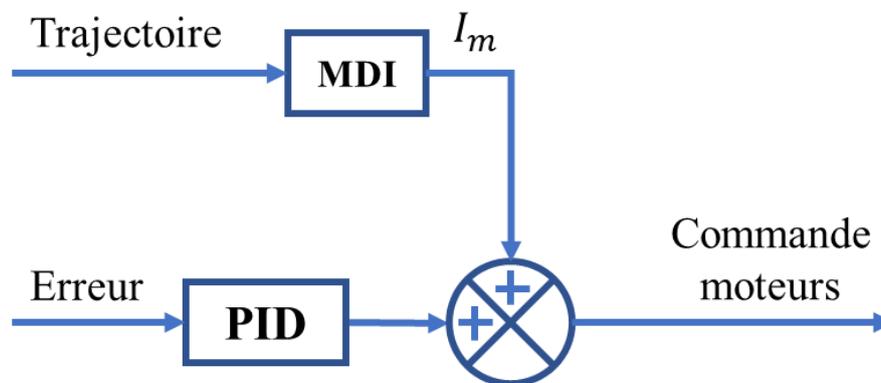


Figure 2.6 : Contrôleur avec modèle dynamique inverse

En revanche, inverser un modèle dynamique peut s'avérer compliqué pour un robot avec plus de degrés de liberté et de câbles, principalement à cause des non linéarités. Les deux prochaines sections se concentreront sur des contrôleurs ne nécessitant pas de connaissances sur le système.

2.2.2. Contrôleurs « intelligents »

Les premiers **contrôleurs « intelligents »** sont introduits en 2009 par Fliess et Join dans le domaine de la commande sans modèle (M. Fliess et Join 2009). Ils

sont communément abrégés avec l'ajout de la lettre « i » au nom du correcteur comme par exemple les iPID. Le principe des contrôleurs intelligents est de faire l'hypothèse d'un comportement linéaire ultra local, c'est-à-dire sur un court laps de temps, et de corriger le modèle linéaire avec un terme qui s'adapte en fonction de la réponse du système. Fliess et Join ont montré l'efficacité de ces contrôleurs dans plusieurs applications numériques et expérimentales dans (M. Fliess et Join 2013). Il existe également d'autres exemples d'utilisation dans la littérature. Un iPID a par exemple été utilisé pour un robot volant à ailes battantes, pour lequel plusieurs paramètres étaient inconnus et son comportement incertain (A. N. Chand, Kawanishi, et Narikiyo 2016). Un contrôleur iPI a été implémenté pour un manipulateur à articulations flexibles. Son utilisation a permis de réduire de manière significative les oscillations transitoires et à éliminer les perturbations et les effets de bruit de la dynamique du manipulateur (J. Agee, Kizir, et Bingul 2013; J. Agee, Bingul, et Kizir 2014). Plus récemment, un iPID a été utilisé pour la commande du robot manipulateur PUMA 560 (H. Abouaïssa et Chouraqui 2019). Pour ce robot à 6 degrés de liberté, des simulations numériques ont montré une bonne efficacité et une bonne robustesse face à l'incertitude sur son comportement complexe et non-linéaire. Cependant, aucune application sur les RPC n'a été trouvée dans la littérature.

Cette section se concentre sur les iPID pour faciliter la comparaison avec les autres contrôleurs introduits, mais les autres alternatives comme les contrôleurs iPI ou iP sont souvent utilisées pour leur facilité de mise en place et car ils nécessitent moins de réglages qu'un iPID.

Le principe des iPID est donc de supposer que sur un court intervalle de temps δ , la dérivée d'ordre ν se décompose en un terme proportionnel à l'entrée u et en un terme F qui regroupe toute la non-linéarité du système :

$$y^{(\nu)} = \alpha u + F \quad (2.22)$$

Le coefficient de proportionnalité α est constant et n'a pas forcément de sens physique : il est choisi par l'utilisateur afin que αu et $y^{(\nu)}$ soient du même ordre de grandeur. En général, l'ordre $\nu = 1$ est utilisé, car les frottements dans le système assurent un lien entre la dérivée de la sortie y et l'entrée du système. Le second ordre est aussi parfois utilisé, surtout dans des applications numériques. Dans la suite, « iPID du 1^{er} ordre » désignera un contrôleur intelligent d'ordre $\nu = 1$ et « iPID du 2nd ordre » un contrôleur intelligent d'ordre $\nu = 2$.

Le contrôleur intelligent iPID est introduit avec l'équation suivante :

$$u = \frac{y^{*(\nu)} - F_{approx}}{\alpha} + PID(e) \quad (2.23)$$

Avec la sortie souhaitée du système y^* et l'erreur $e = y^* - y$. F_{approx} est une approximation du paramètre F de l'équation (2.22). Il existe plusieurs méthodes pour calculer F_{approx} à partir de l'équation (2.22), comme l'intégration temporelle, l'utilisation de filtres numériques ou des méthodes d'identification algébriques (M. Fliess et Sira-Ramírez 2003). La première méthode a été implémentée et a convenu pour cette application, c'est pourquoi les autres méthodes n'ont pas été testées. F_{approx} est donc calculée en inversant l'équation (2.22) et en l'intégrant sur le dernier intervalle de temps δ :

$$F_{approx} = \frac{1}{\delta} \int_{t-\delta}^t (y^{*(v)} - \alpha u) dt \quad (2.24)$$

La valeur du paramètre δ doit être de l'ordre de grandeur du temps caractéristique du système. Un temps δ trop petit ou trop grand peut mener à un système instable. Pour un δ trop petit, les variations de F peuvent être trop rapides à cause de la division par δ . Pour un δ trop grand, le paramètre F est mal estimé et on s'écarte du modèle linéaire de l'équation (2.22). Il faut procéder par « essais erreurs » pour trouver la valeur qui convient le mieux. Pour les simulations et les essais expérimentaux des chapitres suivants, le paramètre est fixé à $\delta = 0.1$ s.

L'implémentation du contrôleur intelligent iPID est résumée sur le schéma suivant :

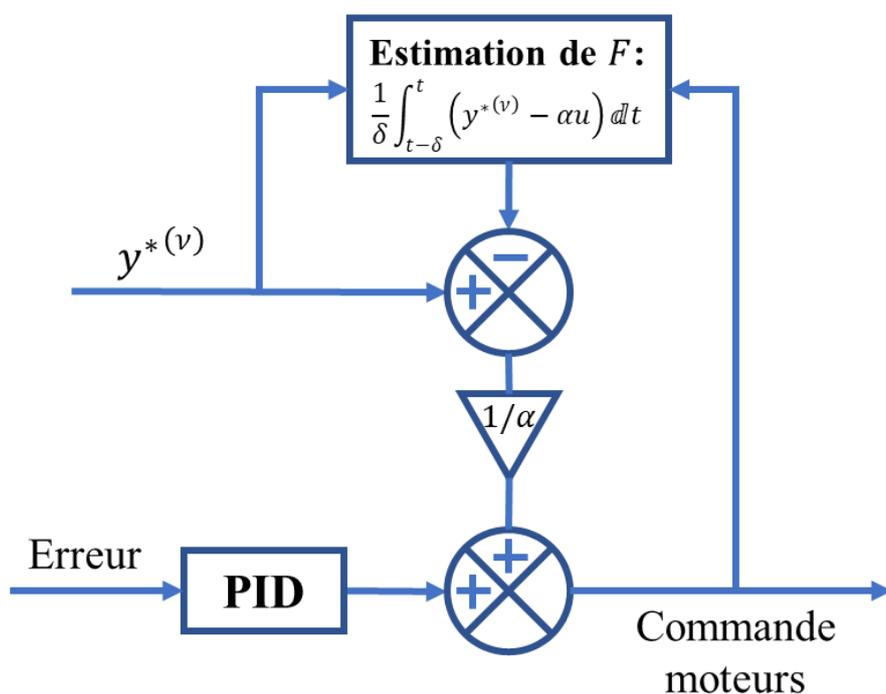


Figure 2.7 : Contrôleur intelligent iPID

2.2.3. Contrôleurs avec réseau de neurones

Ces dernières années, l'utilisation des réseaux de neurones artificiels s'est largement répandue. Ils sont désormais utilisés dans de nombreux domaines, comme la reconnaissance d'images, la classification d'espèces, la médecine ou la météorologie.

Un réseau de neurones (RN) est composé de plusieurs couches de neurones artificiels (Figure 2.8). Un neurone artificiel est une construction mathématique qui imite grossièrement le fonctionnement d'un vrai neurone biologique. Chaque neurone artificiel reçoit en entrée les valeurs de sortie x_j des neurones de la couche précédente et les somme avec des poids w_j . Le neurone s'active plus ou moins selon une fonction d'activation f qui peut par exemple être une fonction linéaire, un échelon de Heaviside ou une sigmoïde. La sortie y du neurone est calculée grâce à cette fonction d'activation et aux poids w_j , $y = f(\sum_j w_j x_j)$. La phase d'apprentissage d'un RN correspond au réglage des poids w_j . Un RN avec une seule couche intermédiaire composé de suffisamment de neurones est capable d'approximer n'importe quelle fonction non linéaire.

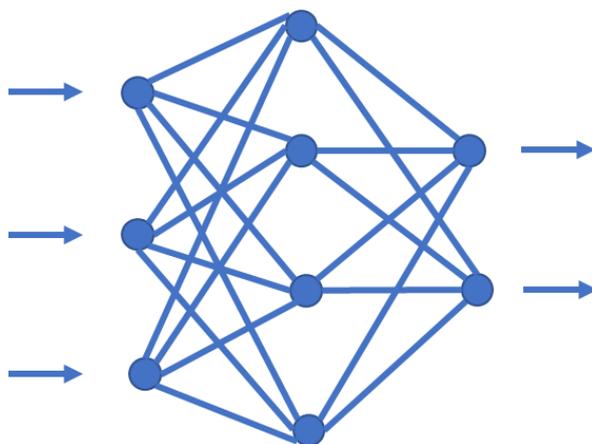


Figure 2.8 : Exemple de réseau de neurones artificiel avec 3 entrées, une couche cachée avec 4 neurones et 2 sorties

En robotique, les premières utilisations des RN remontent aux années 90 : une équipe a par exemple développé un contrôleur basé sur un RN pour la commande d'un bras robotique (Lewis, Yesildirek, et Liu 1996). Le contrôleur est composé d'un terme de correction proportionnel, d'un signal servant à augmenter la robustesse, et du RN (Figure 2.9). Les auteurs proposent un algorithme d'apprentissage en temps réel qui garantit des poids bornés pour le réseau et des erreurs de suivi limitées, qui peuvent être rendues arbitrairement petites en augmentant un gain de rétroaction.

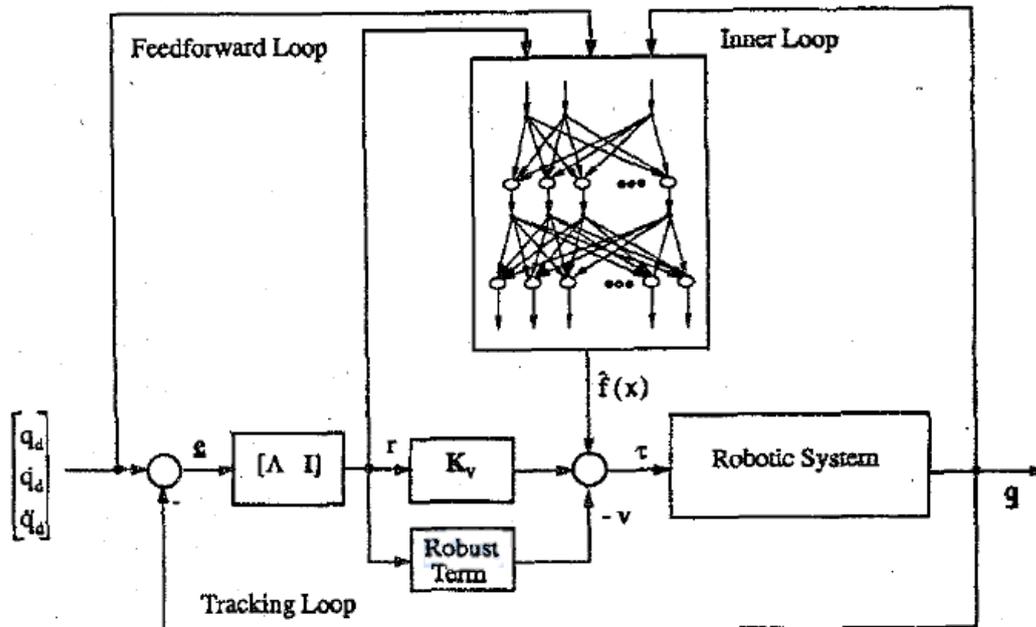


Figure 2.9 : Schéma de contrôle avec RN présenté dans (Lewis, Yesildirek, et Liu 1996)

L'utilisation de RN pour les RPC est en revanche plus récente. Un RN est utilisé dans (M. Giorelli et al. 2013) pour apprendre le modèle cinématique inverse d'un manipulateur à câbles souple, qui a la particularité d'avoir un effecteur mou. La matrice Jacobienne ne peut, dans ce cas, pas être calculée avec les méthodes classiques. Après l'apprentissage, le RN est en mesure de représenter la relation entre la position de l'extrémité du manipulateur et les forces appliquées aux câbles.

Pour la commande d'un RPC, il est important que les câbles restent tendus. Dans (H. Jabbari Asl et Janabi-Sharifi 2017), un contrôleur avec un RN borné est développé. Le contrôleur comprend un terme basé sur un modèle dynamique du robot et un réseau neuronal adaptatif pour compenser les incertitudes de modélisation du système, et peut fournir une commande de tension limitée pour les câbles. L'efficacité du schéma de contrôle proposé (Figure 2.10) est validée par des simulations.

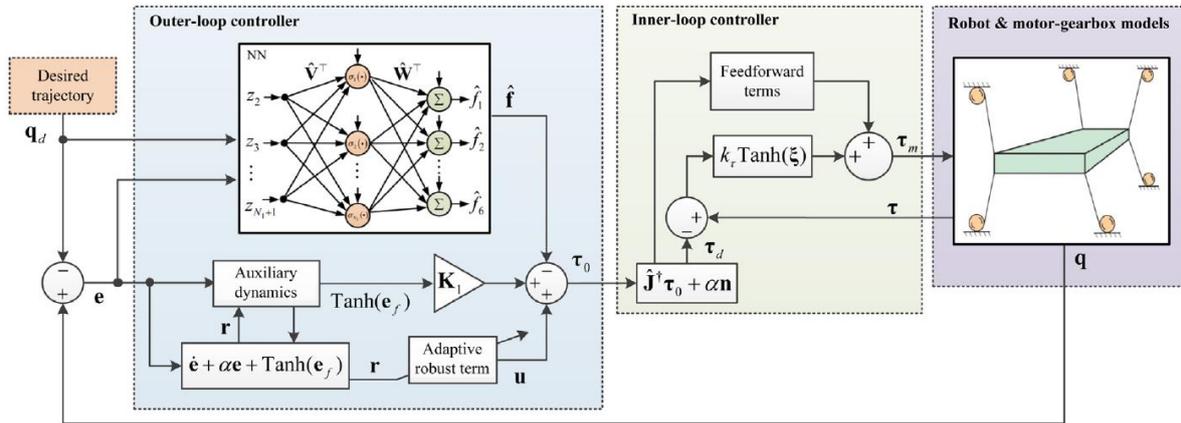


Figure 2.10 : Schéma de contrôle utilisé dans (H. Jabbari Asl et Janabi-Sharifi 2017)

Ces types de contrôleurs reposent tout de même sur un modèle dynamique et il est ici proposé d'utiliser un schéma de contrôle plus simple, obtenu en remplaçant le MDI du schéma de la Figure 2.6 par un RN. Le contrôleur est alors composé de la somme de la sortie d'un RN et d'un correcteur PID. Les réseaux de neurones Non-linéaires Auto-Régressifs à entrée eXogène (NARX) sont utilisés pour prévoir les réponses d'un système non linéaire. Ils utilisent en entrée les n_x dernières valeurs de x et n_y dernières valeurs de y afin d'estimer la valeur suivante de y . Il suffit ensuite de sommer la sortie du RN et celle du PID pour obtenir le contrôleur représenté sur la Figure 2.11.

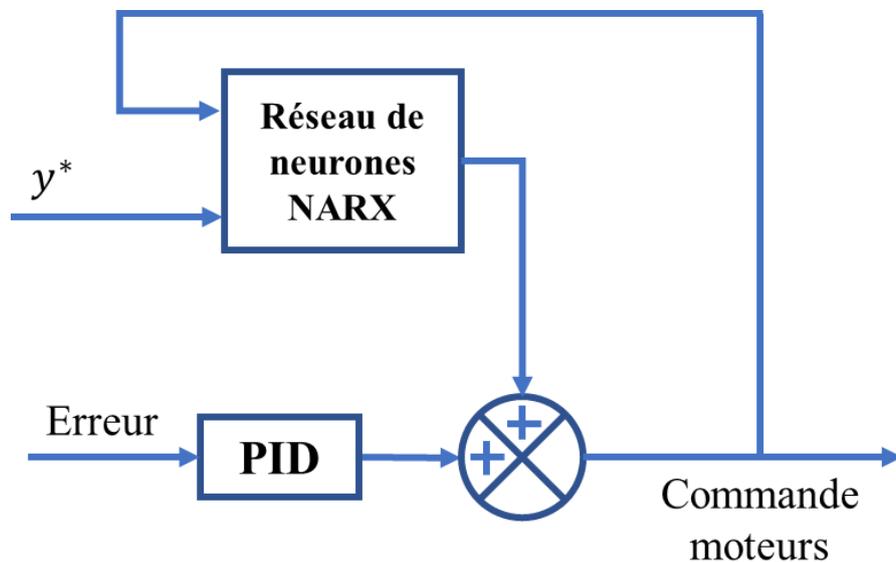


Figure 2.11 : Contrôleur avec PID et réseau de neurones

Pour entraîner un RN, il est possible d'effectuer un apprentissage en continu ou en amont. L'apprentissage en temps réel demande des capacités de calcul plus grandes et des algorithmes plus complexes, la méthode d'apprentissage en amont sera donc utilisée ici. Afin de fournir au RN les données nécessaires à son

entraînement, une série de déplacements aléatoires est effectuée, afin de couvrir l'espace de travail du robot. Le contrôleur utilisé pour ces déplacements est le même correcteur PID qui sera ajouté au RN une fois entraîné. Le RN est alors entraîné à utiliser en entrée les dernières positions du robot et les dernières valeurs de commande des moteurs pour prédire la nouvelle commande à appliquer aux moteurs. Un exemple des données d'apprentissage issu de données expérimentales est tracé sur la Figure 2.12, constituées de la trajectoire à suivre, de la mesure de la position x_{exp} et de l'intensité de courant I envoyée au moteur. Si des instabilités apparaissent sur la sortie du RN, il est possible d'y ajouter un filtre passe bas ou de changer son temps d'échantillonnage.

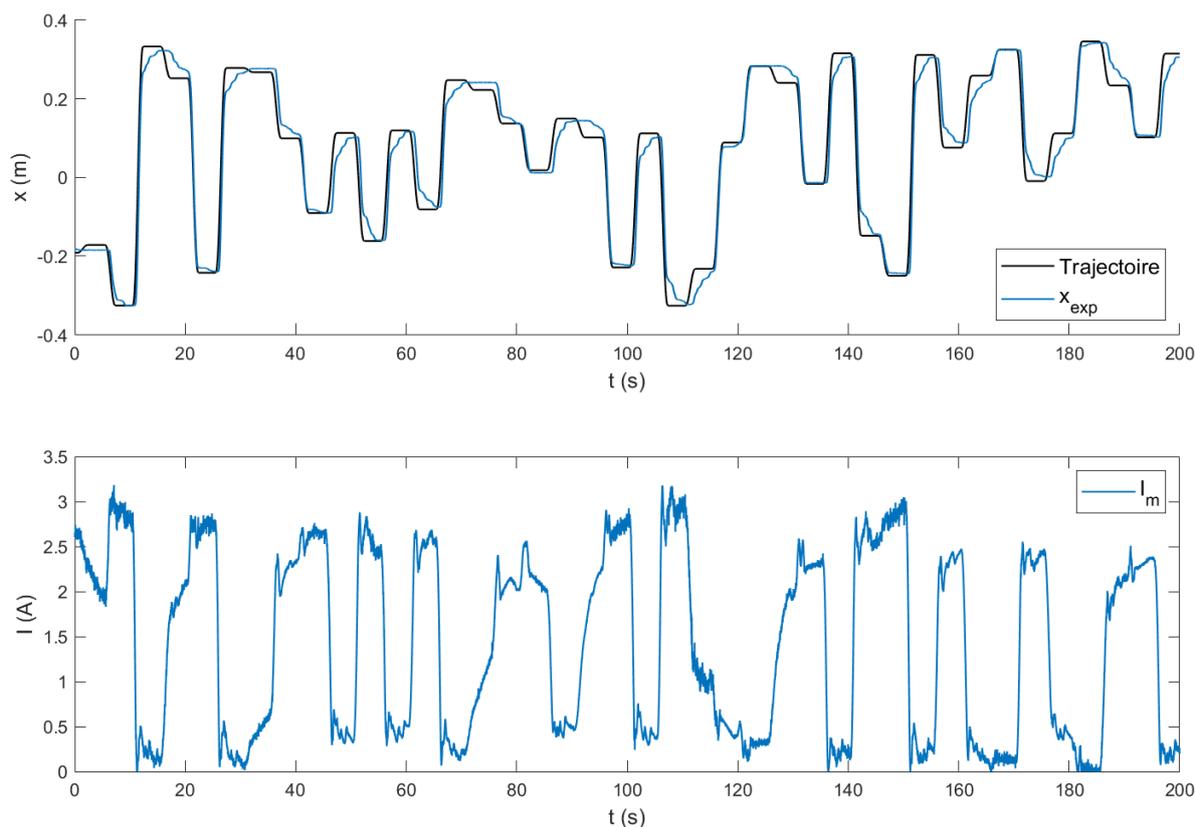


Figure 2.12 : Trajectoire d'apprentissage, mesure de la position x et intensité de courant correspondante pour le prototype à 2 câbles

2.3. Tests des contrôleurs en simulation

Dans ce chapitre, des simulations seront effectuées sur un RP2C et un RP8C en utilisant Simulink. Les modèles dynamiques utilisés pour simuler le comportement du robot sont ceux présentés dans le chapitre 2.1. Les trois contrôleurs étudiés dans le chapitre II.B. seront implémentés afin de comparer leurs performances avec un correcteur PID.

La trajectoire à suivre est composée de fonctions souvent utilisées en robotique, appelées « *step5* », qui sont des approximations polynomiales du 5^{ème} ordre

d'une fonction échelon. Le principe est de passer d'une valeur x_1 au temps t_1 à une valeur x_2 au temps t_2 , tout en ayant une vitesse nulle en t_1 et en t_2 . L'expression de la fonction utilisée s'écrit :

$$step5(t) = \begin{cases} x_1 & \text{si } t < t_1 \\ x_1 + (x_2 - x_1)\Delta^3(t)(10 - 15\Delta(t) + 6\Delta^2(t)) & \text{si } t_1 \leq t < t_2 \\ x_2 & \text{si } t \geq t_2 \end{cases} \quad (2.25)$$

Avec $\Delta(t) = \frac{x_2 - x_1}{t_2 - t_1}$. Un exemple de *step5* est tracé sur la Figure 2.13.

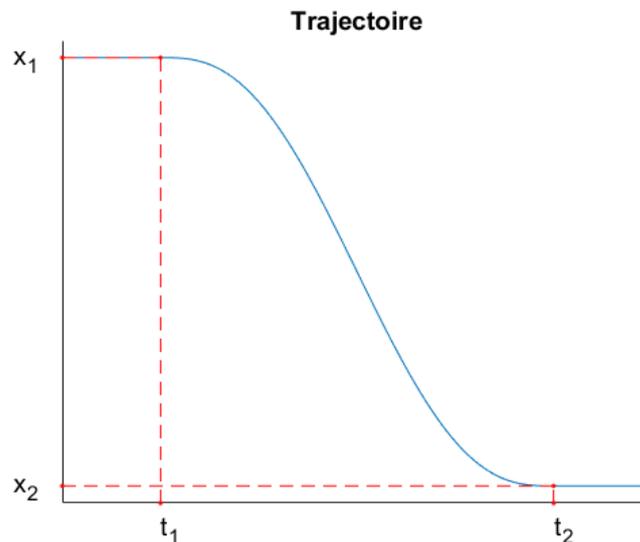


Figure 2.13 : Tracé d'un *step5*

2.3.1. Simulations pour un RP2C

2.3.1.1. Paramètres des simulations

Pour les simulations sur le RP2C, les calculs sont initialisés pour une intensité de courant I_m nulle, ce qui correspond à la position $\vec{OC} = [0.417, 0.41]^T$. Un déplacement de 0.5 m est effectué selon une trajectoire en *step5* entre les positions $x_1 = 0.417$ m et $x_2 = -0.083$ m, en une durée de 2 secondes, et la simulation est prolongée jusqu'à 5 secondes pour observer l'évolution post-déplacement. Les valeurs des différents paramètres utilisés pour les simulations du RP2C sont résumées dans le Tableau 1.

Quatre calculs sont effectués, un avec un correcteur PID classique et un pour chacun des contrôleurs présentés dans le chapitre 2.2. Les contrôleurs sont placés dans l'espace opérationnel, comme sur le schéma de la Figure 1.7.a. Pour tous les contrôleurs présentés, les gains du correcteur PID intégré à leur structure sont réglés pour un temps de réponse inférieur à 0.1 s avec les gains du Tableau 1. Ces contrôleurs commandent le moteur en intensité électrique et leur sortie est bornée par les valeurs $[0 ; 4]$ A.

Paramètres	Descriptions	Valeurs	Unités
m_e	Masse de l'effecteur	0.038	kg
r_{enr}	Rayon de l'enrouleur	0.025	m
t_2	Tension de précontrainte	1.96	N
t_c	Tension des capteurs	3.5	N
K_c	Constante de couple du moteur	0.039	Nm/A
f	Coefficient de frottements du moteur	5.23e-05	mNs/rad
J	Moment d'inertie du moteur	5.23e-05	kg.m ²
A_1	Point de sortie de la poulie gauche	[-0.52 ; 0.328]	m
A_2	Point de sortie de la poulie droite	[0.52 ; 0.328]	m
A_{c1}	Point de sortie du capteur gauche	[-0.52 ; 0.434]	m
A_{c2}	Point de sortie du capteur droit	[0.52 ; 0.434]	m
K_p	Gain proportionnel du PID	-15	A/m
K_I	Gain intégral du PID	-10	A/m/s
K_D	Gain dérivé du PID	-2	sA/m

Tableau 1 : Paramètres utilisés pour les simulations sur le RP2C

Pour le iPID, il est choisi de présenter le 2nd ordre, mais des tests aussi concluants ont été réalisés avec le iPID du 1^{er} ordre. Afin de régler le iPID, l'équation (2.8) simplifiée avec $\frac{dl_1}{dt} \simeq \ddot{x}$ permet d'identifier l'ordre de grandeur de α :

$$\alpha \sim -\frac{r_{enr} K_c}{m_e r_{enr}^2 + J} = -12.8 \quad (2.26)$$

Pour la simulation et aussi en expérimentation, il sera utilisé $\alpha = -10$. La valeur de δ est fixée à 0.1 s.

Pour les simulations et les expérimentations avec le RN, il a été choisi de retenir en entrée les 10 dernières valeurs de chaque variable, soit des vecteurs d'entrée de taille 20, et d'introduire une couche cachée de 10 neurones. Le RN est échantillonné avec le même temps d'échantillonnage que pour les simulations, soit 1 ms, mais il est possible de choisir un temps d'échantillonnage différent. L'apprentissage s'effectue avec une simulation de 200 s, composée de

déplacements aléatoires en *step5*, afin d'explorer l'espace de travail du robot, qui a été fixé entre $x = -0.4$ m et $x = 0.4$ m. La limite basse du temps d'apprentissage n'a pas été étudiée.

2.3.1.2. Résultats

L'évolution de la position obtenue avec les différents contrôleurs est comparée avec la trajectoire sur la Figure 2.14. Une première observation est que la position obtenue avec le MDI est logiquement identique à la trajectoire souhaitée, car le modèle dynamique utilisé dans la simulation est le même que celui qui a été inversé. La partie zoomée permet de distinguer que pour tous les contrôleurs introduits, l'écart avec la trajectoire est inférieur à 0.005 m après deux secondes de simulation. Le temps de réponse à 99% du correcteur PID est d'environ 4.8 s. La performance est évaluée grâce à l'évolution de l'erreur $e = x_{traj} - x$, tracée sur la Figure 2.15. Il est également visible que le contrôleur intelligent et celui avec RN sont plus précis et plus rapides que le PID seul, et que parmi les deux, celui avec le RN a la meilleure performance.

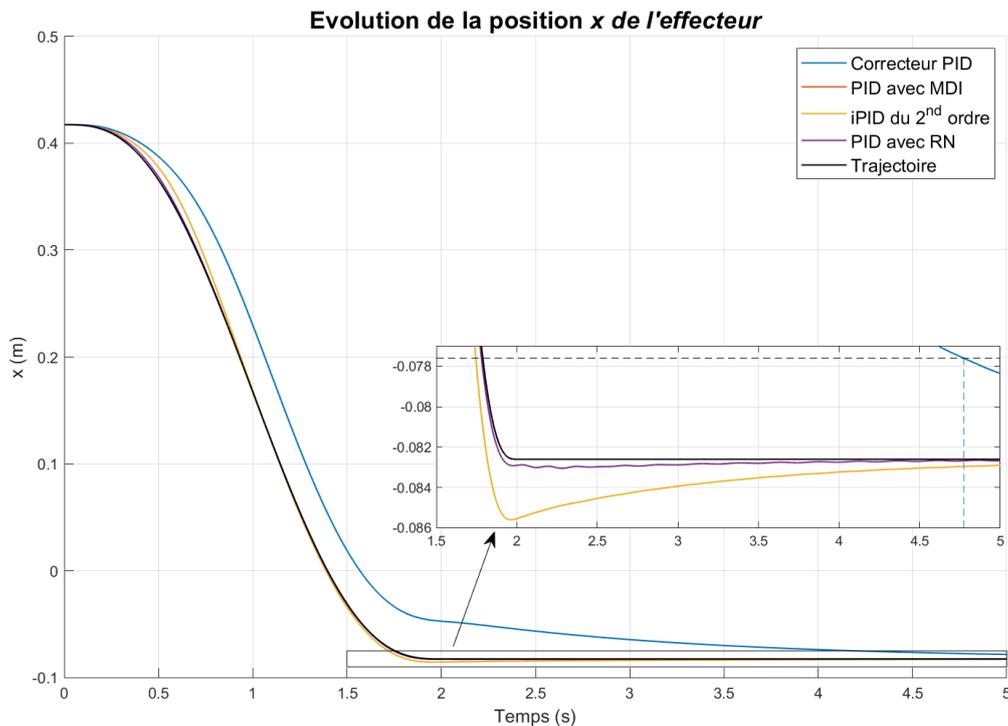


Figure 2.14 : Evolution de la position x de l'effecteur du RP2C

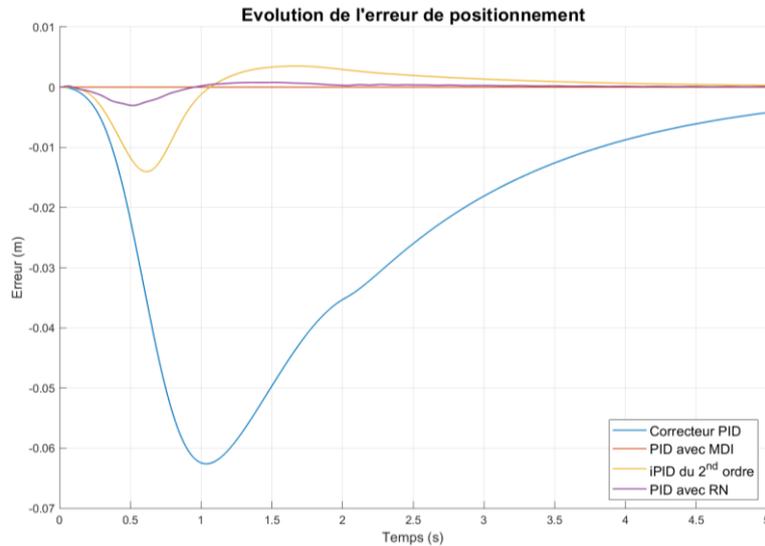


Figure 2.15 : Evolution de l'erreur de positionnement du RP2C

L'évolution de la position verticale z est tracée sur la Figure 2.16. Il est rappelé ici que la position verticale n'est pas contrôlée, car seule la position horizontale x est le degré de liberté contrôlé. La position verticale atteinte pour $x = x_2$ est plus basse que celle de départ, car l'équilibre statique est plus bas pour une même précontrainte au milieu du RP2C que proche des points de sortie des poulies. Pour tous les contrôleurs, des vibrations verticales apparaissent lors du déplacement, à une fréquence d'environ $f_{simu} = 4.02$ Hz. Cette dernière ne dépend que des tensions des câbles, de la masse de l'effecteur et de sa position. Ces vibrations ne sont pas liées à l'élasticité des câbles, car aucune élasticité n'a été introduite dans ce modèle dynamique. Avec ou sans élasticité, si une masse m est soumise à deux tensions horizontales T par deux câbles encastrés aux bords de longueurs l_1 et l_2 , alors une petite impulsion verticale fera osciller cette masse

à une fréquence $f_z = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{T}{m} \left(\frac{1}{l_1} + \frac{1}{l_2} \right)}$ (Annexe B).

Dans le cas du RP2C, cette fréquence vaut $f_z = 3.79$ Hz. L'écart entre calcul et simulation peut s'expliquer par le fait que les câbles ne sont pas horizontaux dans la simulation.

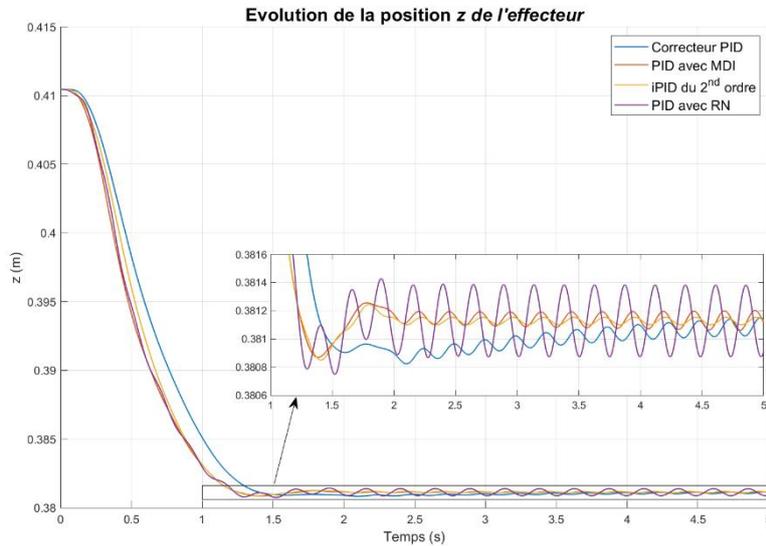


Figure 2.16 : Evolution de la position z de l'effecteur du RP2C

La commande envoyée par les différents contrôleurs est représentée sur la Figure 2.17. La forme de l'intensité électrique est identique pour tous les contrôleurs, il est juste possible d'observer que le PID seul est moins agressif car il anticipe moins le comportement du système que les contrôleurs introduits. Les écarts entre la commande parfaite obtenue par MDI qui est nécessaire pour suivre la trajectoire et les commandes envoyées par le iPID et le PID avec RN sont faibles.

Mis à part le contrôle avec MDI, le meilleur contrôleur semble être ici le PID avec RN, même si la mise en place plus rapide du iPID et ses bonnes performances le rendent aussi intéressant.

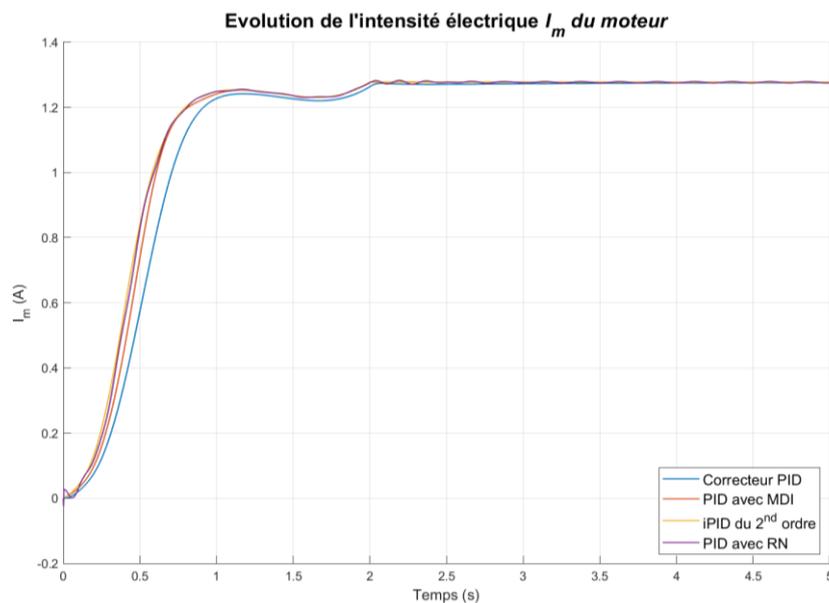


Figure 2.17 : Evolution de l'intensité électrique du moteur du RP2C

2.3.2. Simulations pour un RP8C

Cette section a pour but d'étendre les résultats obtenus avec un RP2C à un robot avec plus de câbles et de degrés de liberté. Pour contourner le problème de sur-actionnement, les contrôleurs sont introduits dans l'espace articulaire, comme sur le schéma de la Figure 1.7.b. Les contrôleurs doivent donc commander les moteurs pour que les longueurs des câbles suivent les longueurs de référence \vec{l}_{ref} calculées avec la trajectoire à suivre et le MGI.

2.3.2.1. Paramètres des simulations

Les valeurs des différents paramètres utilisées pour les simulations du RP8C sont données dans le Tableau 2 et le Tableau 3 résume les positions des points de sortie des poulies \vec{A}_i et des points d'attache de l'effecteur \vec{CB}_i^E dans son repère \mathcal{R}_E . Ces paramètres sont ceux du RP8C conçu dans la partie 3.

Paramètres	Descriptions	Valeurs	Unités
m_e	Masse de l'effecteur	0.782	kg
h_e	Hauteur de l'effecteur	0.005	m
r_e	Rayon de l'effecteur	0.055	m
r_{enr}	Rayon de l'enrouleur	0.08	m
C_{min}	Couple minimal moteur	0.1	Nm
C_{max}	Couple maximal moteur	1	Nm
K_P	Gain proportionnel du PID	-20	N
K_I	Gain intégral du PID	-10	Ns
K_D	Gain dérivé du PID	-1	sN

Tableau 2 : Paramètres utilisés pour les simulations sur le RP8C

\vec{A}_i	1	2	3	4	5	6	7	8
x	0.5	-0.5	-0.5	0.5	0.5	-0.5	-0.5	0.5
y	0.5	0.5	-0.5	-0.5	0.5	0.5	-0.5	-0.5
z	0.47	0.47	0.47	0.47	-0.47	-0.47	-0.47	-0.47

$\overrightarrow{CB_l^E}$	1	2	3	4	5	6	7	8
x	0.0436	-0.0436	-0.0436	0.0436	0.0481	-0.0481	-0.0481	0.0481
y	0.0244	0.0244	-0.0244	-0.0244	0.0137	0.0137	-0.0137	-0.0137
z	0.0025	0.0025	0.0025	0.0025	-0.0025	-0.0025	-0.0025	-0.0025

Tableau 3 : Positions des points de sortie des poulies $\overrightarrow{A_l}$ et des points d'attache de l'effecteur $\overrightarrow{CB_l^E}$ dans son repère \mathcal{R}_E

Pour le RP8C, l'initialisation est un peu plus complexe que pour le RP2C, car si les 8 moteurs délivrent un couple nul, alors l'effecteur tombe vers le sol. L'idée est ici de chercher une distribution de tension $\overrightarrow{t_0}$ qui satisfait l'équilibre autour de la moyenne des couples limites C_{min} et C_{max} , ce qui en termes de tensions correspond à $t_{moy} = \frac{C_{min} + C_{max}}{2 r_{enr}}$ (le vecteur contenant 8 fois cette tension moyenne est noté $\overrightarrow{t_{moy}}$). D'après l'équation (2.17), l'équilibre est atteint pour $\mathbf{J}_u \overrightarrow{t_0} + \overrightarrow{f_{ext}} = \vec{0}$. Il suffit ensuite d'insérer la tension moyenne $\overrightarrow{t_{moy}}$ et d'appliquer la pseudo-inverse de Moore-Penrose (*pinv* sur Matlab) sur la matrice \mathbf{J}_u , de dimensions $[6 \times 8]$, pour obtenir :

$$\overrightarrow{t_0} = \overrightarrow{t_{moy}} - \text{pinv}(\mathbf{J}_u)(\mathbf{J}_u \overrightarrow{t_{moy}} + \text{pinv}(\mathbf{J}_u) \overrightarrow{f_{ext}}) \quad (2.27)$$

Ainsi, le calcul peut être initialisé pour la position centrale $[0,0,0]^T$ et pour les trois angles d'orientation nuls avec les tensions suivantes :

$$\overrightarrow{t_0} = [23.6, 23.6, 23.6, 23.6, 20.4, 20.4, 20.4, 20.4]^T \quad (2.28)$$

Un déplacement est effectué selon une trajectoire en *step5* entre la position centrale d'équilibre et la position $[0.12, -0.1, 0.08]^T$, avec des angles d'orientation nuls. La simulation dure 3 secondes avec 1 seconde de déplacement et 2 secondes pour observer l'évolution post-déplacement.

Dans cette section, trois simulations sont effectuées : une avec un correcteur PID classique, une avec un iPID et une dernière avec un PID et un RN. Pour les trois calculs, les gains des correcteurs PID intégrés aux structures des contrôleurs sont réglés avec les gains du Tableau 2. Ces contrôleurs commandent les 8 moteurs en couple C_m et leur sortie est bornée par les valeurs $[0.1, 1]$ Nm.

Pour le iPID, il est choisi d'utiliser le 1^{er} ordre. La valeur de α est fixée à $\alpha = -10$ pour que les valeurs de $\alpha \overrightarrow{C_m}$ et de $\overrightarrow{l_{ref}}$ soient du même ordre de grandeur. Comme pour le RP2C, le choix de valeur $\delta = 0.1$ s est satisfaisant pour le RP8C.

Afin que la phase d'apprentissage du RN soit rapide, il a été choisi de retenir en entrée les 2 dernières valeurs de chaque variable, soit 16 valeurs pour les longueurs de référence et 16 valeurs pour les derniers couples envoyés aux

moteurs. Comme pour le RP2C, une couche cachée de 10 neurones est aussi introduite. L'apprentissage s'effectue avec une simulation de 200 s, composée de 100 déplacements aléatoires en *step5* pour chacun des 3 degrés de liberté x , y et z . Afin de ne pas trop saturer les moteurs en dépassant le couple C_{max} , seul l'espace cubique centré avec des côtés de 0.4 m est exploré, soit $[x; y; z] \in [-0.2, 0.2]^3$. La limite basse du temps d'apprentissage n'a pas été étudiée. Durant la simulation d'apprentissage, il a été remarqué un abaissement des tensions dans les câbles : le couple C_m de plusieurs moteurs finit par atteindre la limite basse C_{min} et il en résulte des erreurs de positionnement anormalement élevées. Pour résoudre ce problème sur un RPC complètement contraint et redondant, un algorithme de distribution de tensions est généralement utilisé. Ici, pour résoudre ce problème pendant la phase d'apprentissage du RN, un terme correctif linéaire en temps a été ajouté pour garder les tensions autour de la tension moyenne.

Il est important de noter que même si les gains du correcteur PID sont les mêmes gains pour les 8 moteurs, les contrôleurs iPID et PID avec RN se comportent différemment pour chacun des moteurs. Les différences sont au niveau de l'estimation de F_{approx} pour le iPID et dans les poids du RN pour le contrôleur avec RN.

2.3.2.2. Résultats

La Figure 2.18 présente les couples moteurs calculés par le correcteur PID pour suivre la trajectoire en *step5* entre la position centrale d'équilibre et la position $[0.12, -0.1, 0.08]^T$. L'évolution de la position $[x, y, z]^T$ obtenue avec les différents contrôleurs est comparée avec la trajectoire sur la Figure 2.19. Les contrôleurs intelligent et avec RN sont de nouveau plus précis et plus rapides que le PID seul. Les courbes du iPID (rouge) et du PID avec RN (jaune) sont quasiment confondues avec la trajectoire (noir). Pour mieux visualiser la différence, l'évolution des erreurs opérationnelles en position est affichée sur la Figure 2.20. Pour les 3 contrôleurs, l'erreur la plus élevée est obtenue pour le degré de liberté x qui correspond au plus grand écart avec la position initiale. Le iPID permet ici d'obtenir une erreur plus faible que le PID avec RN. D'autres tests avec plus de valeurs en entrée du RN et plus de neurones dans la couche cachée pourraient peut-être permettre de diminuer l'erreur et d'obtenir de meilleures performances.

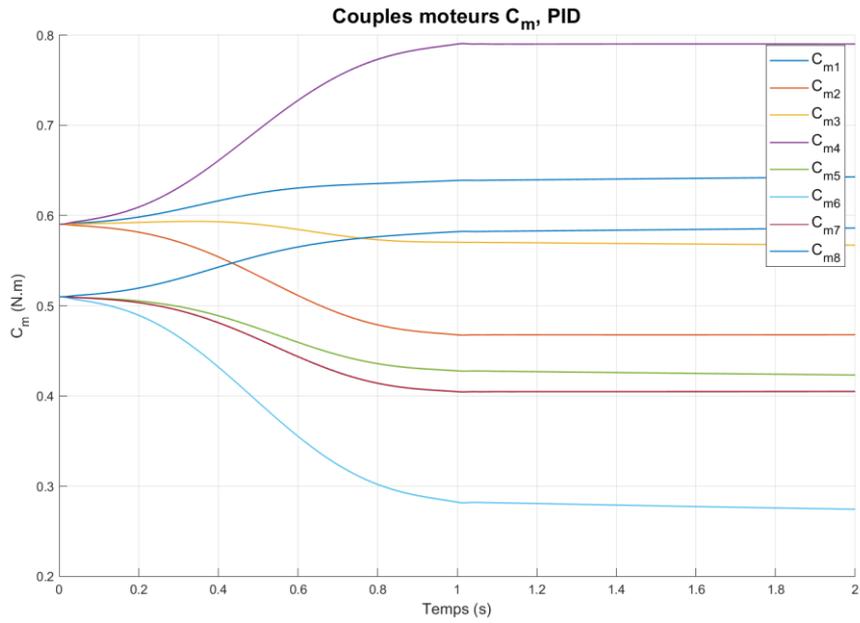


Figure 2.18 : Couples moteurs C_m calculés avec le correcteur PID

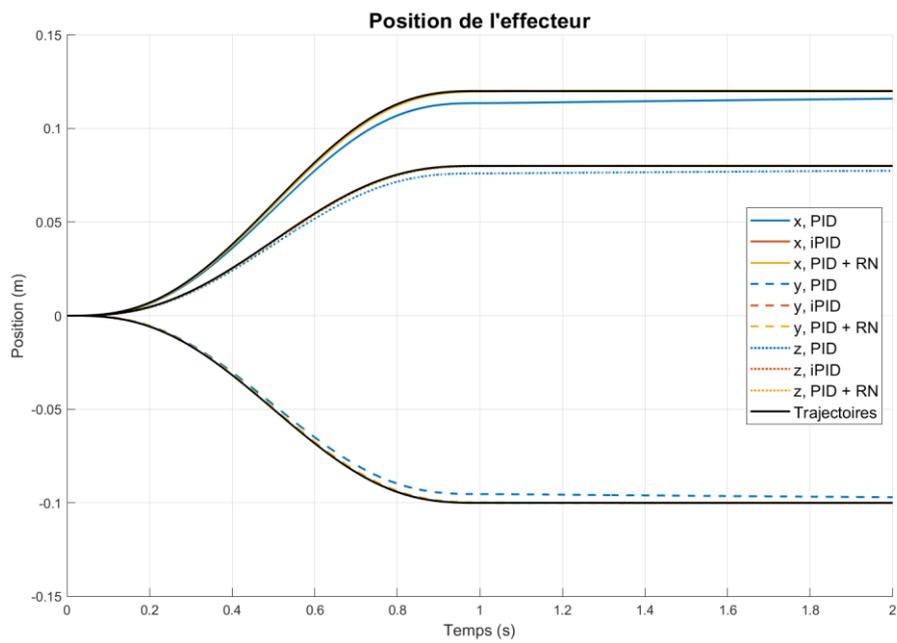


Figure 2.19 : Evolution de la position $[x, y, z]^T$ de l'effecteur du RP8C

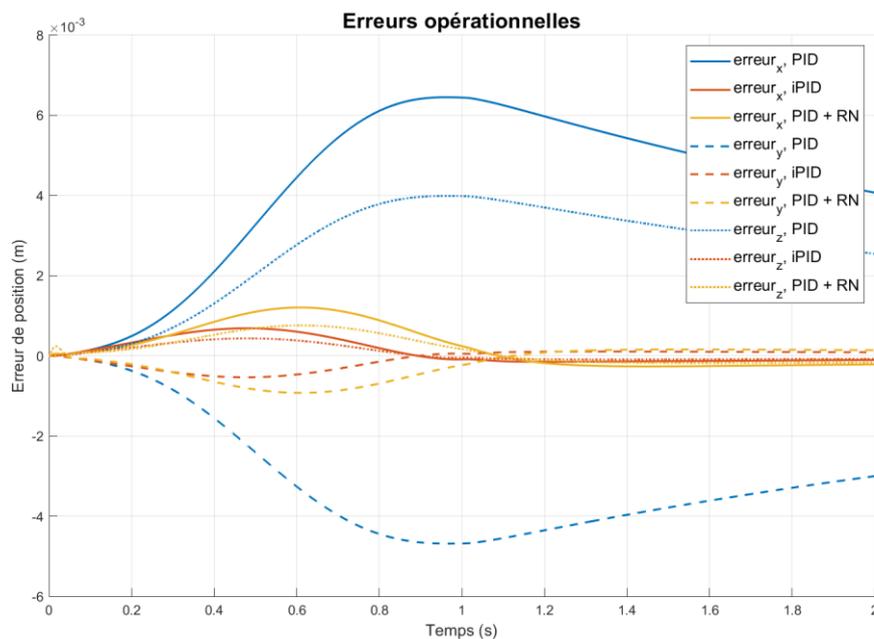


Figure 2.20 : Evolution de l'erreur sur la position $[x, y, z]^T$ de l'effecteur du RP8C

Les rotations de l'effecteur $[\psi, \theta, \phi]^T$ sont tracées sur la Figure 2.21. Pour les 3 contrôleurs, l'erreur en rotation la plus élevée est obtenue pour ψ , qui correspond au mouvement autour de l'axe \overline{Ox} . En effet, les points d'attache sur l'effecteur sont plus proches de l'axe des ordonnées que de l'axe des abscisses (Figure 2.3) et laissent cette rotation plus libre. Le iPID permet d'obtenir des erreurs en rotation plus faibles.

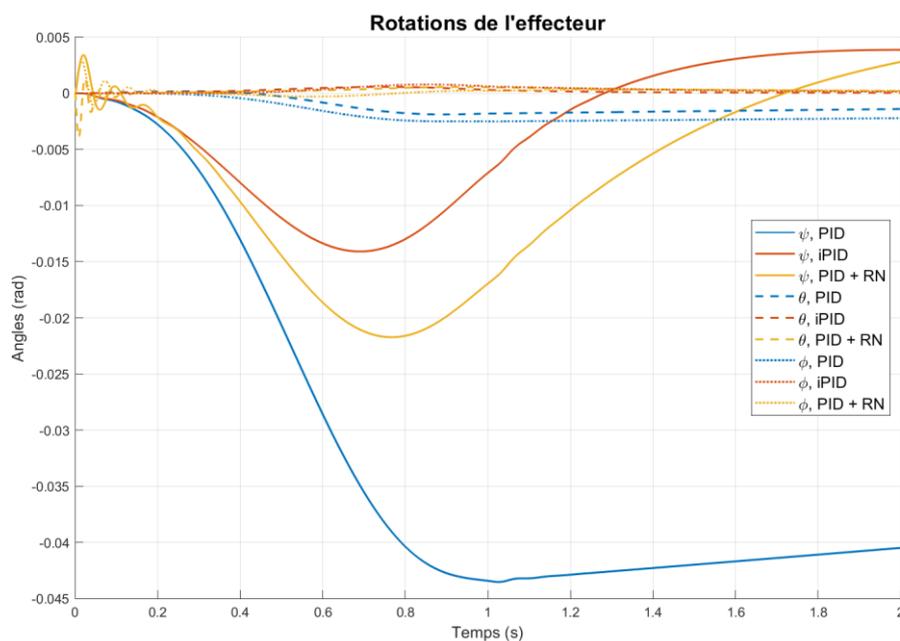


Figure 2.21 : Evolution des rotations $[\psi, \theta, \phi]^T$ de l'effecteur du RP8C

En conclusion, les deux contrôleurs introduits donnent des meilleurs résultats que le correcteur PID classique. Le contrôleur intelligent est un peu meilleur en termes de suivi de trajectoire et en rotation, et plus rapide à mettre en place, sans besoin d'apprentissage préalable. Cependant, sur des simulations de plus longues durées, il ne résout pas le problème de diminution ou d'augmentation des tensions qui était apparu avec le PID durant la phase d'apprentissage pour le RN. Le contrôleur avec RN est plus long à mettre en place et nécessite une phase d'apprentissage, qui est à refaire par exemple si le système est modifié. Néanmoins, les couples en sortie du PID avec RN restent à long terme dans le domaine borné $[C_{min}, C_{max}]$. En effet, il suffit que les données d'apprentissage soient bornées pour que la prédiction du couple à appliquer soit aussi bornée. Pour obtenir de meilleures performances avec le RN, il est possible d'augmenter la taille de la couche intermédiaire du RN et d'augmenter le nombre de valeurs précédentes pour chaque entrée, qui est ici égal à 2 pour chaque longueur de référence et pour chaque couple moteur.

2.4. Expérimentations

Au début de la thèse, un premier prototype de RP2C à un degré de liberté a rapidement été réalisé pour mieux comprendre les phénomènes associés aux RPC et pour tester les contrôleurs proposés dans le chapitre 2.2. Ce chapitre se concentre sur la conception d'un RP2C, sa mise en place et les résultats obtenus lors de l'implémentation des contrôleurs testés en simulation.

2.4.1. Conception du prototype RP2C

Un des buts du projet CabFab était de pouvoir transférer les solutions techniques apportées d'un laboratoire à l'autre, c'est pourquoi le premier prototype a été conçu avec des blocs modulaires facilement adaptables à un autre robot. La plupart des éléments du premier prototype ont été réutilisés dans un second prototype à 8 câbles pour y introduire du contrôle vibratoire.

Le système d'enroulement du câble entraîné par le moteur est un élément de conception principal pour un RPC. Dans la littérature, plusieurs types d'enrouleurs sont utilisés et ils se regroupent en trois catégories principales.

L'enrouleur peut être un **treuil classique** : le moteur est connecté à un tambour cylindrique par l'intermédiaire d'un accouplement et un réducteur peut être installé entre les deux. Le câble va simplement s'enrouler autour du tambour (Merlet et Daney 2010; E. Barnett et Gosselin 2015). Le problème majeur de ce type d'enrouleur est la superposition du câble sur lui-même. En effet, la superposition augmente la longueur de câble enroulé à chaque rotation et cela se manifeste par une perte de précision. De plus, le chevauchement des câbles peut entraîner des vibrations, par exemple lorsque le câble glisse d'une couche à l'autre.

Pour éviter la superposition du câble, il est possible d'utiliser un **enrouleur fileté** (Figure 2.22). Le tambour de l'enrouleur est usiné de sorte que des rainures guident le câble et le forcent à s'enrouler avec un pas constant, plus important que le diamètre du câble (A. Pott et al. 2013; J. Begey et al. 2019; N. Pedemonte et al. 2020). Le principal problème de ce type d'enrouleur est que le point de sortie n'est pas fixe, c'est pourquoi il est souvent utilisé en complément un guide pour garantir un point de sortie connu. Le guide est constitué d'un simple trou ou le plus souvent de poulies de renvoi. Le guide peut être fixe, ou se déplacer en même temps que le point de sortie du câble sur le tambour, mais dans les deux cas, le modèle qui estime la longueur du câble en fonction de la position du robot doit être complexifié.

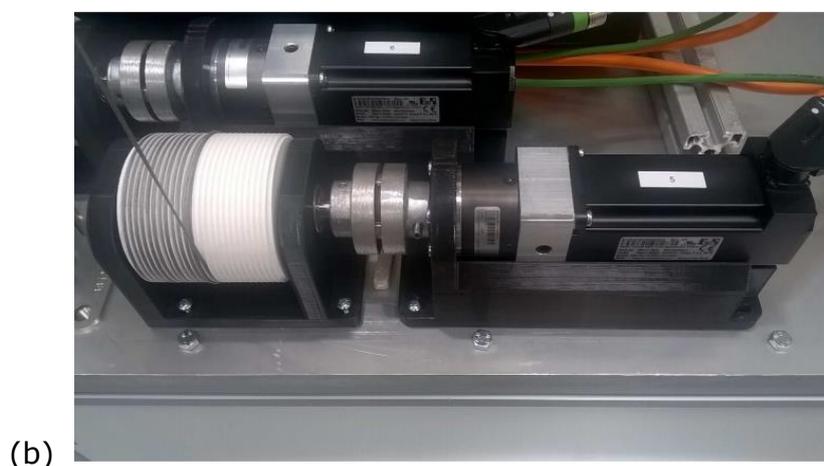
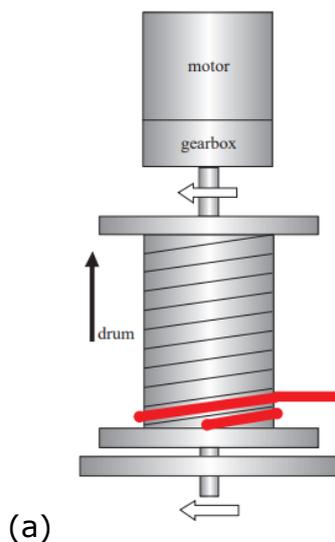


Figure 2.22 : (a) Schéma d'un enrouleur fileté (A. Pott et al. 2013) ; (b) exemple de montage d'un enrouleur fileté (N. Pedemonte et al. 2020)

La troisième catégorie regroupe les **enrouleurs en translation**. L'utilisation la plus courante est celle d'un enrouleur en rotation autour d'une vis métrique fixe (Figure 2.23). Quand l'enrouleur effectue un tour complet, il translate d'une longueur égale au pas de la vis. Ainsi, il est possible de garder le point de sortie fixe et aligné avec une poulie de renvoi (J.-B. Izard et al. 2013; M. A. Khosravi et

Taghirad 2014). Cependant cette solution est plus encombrante, l'inertie en translation et en rotation du tambour dégrade les performances dynamiques du robot, et la translation le long du guidage linéaire augmente des frottements.

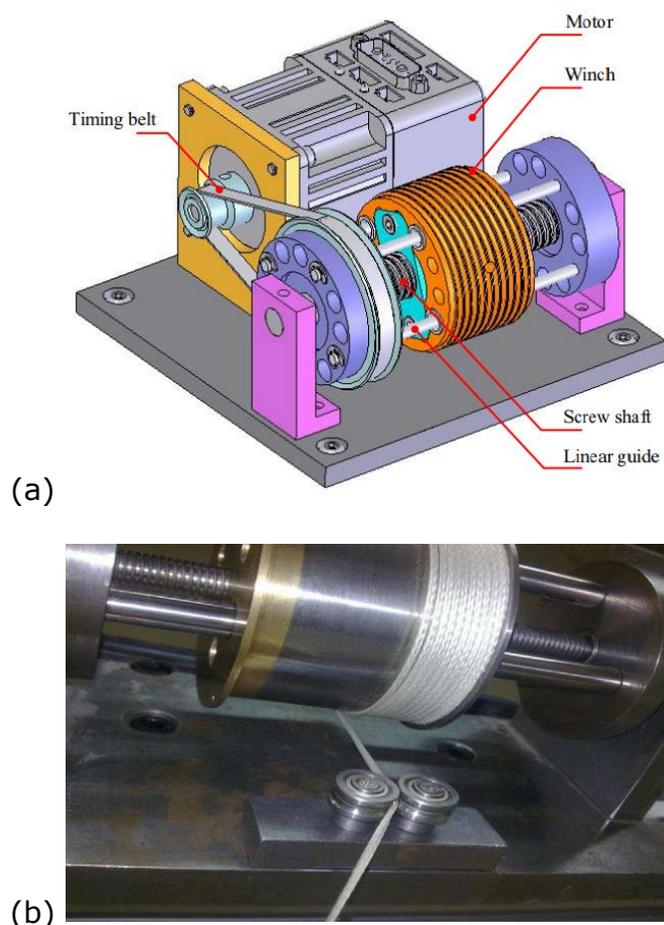


Figure 2.23 : (a) Concept d'un enrouleur en translation autour d'une vis métrique (J.-B. Izard et al. 2013) ; (b) Exemple de réalisation d'un enrouleur sur vis métrique (M. A. Khosravi et Taghirad 2014)

Pour l'application de cette thèse, la perte de performance dynamique n'est pas un problème, le choix s'oriente alors vers un enrouleur en translation autour d'une vis métrique. La conception générale de l'enrouleur a été effectuée sur le logiciel libre en ligne Tinkercad. L'enrouleur est composé d'une pièce de fixation au bâti et de trois parties en rotation, visibles sur la Figure 2.24 : la **partie n°1** à gauche, qui est directement reliée à l'accouplement, la **partie n°2** au centre, qui correspond au tambour où s'enroule le câble et qui est la seule partie en translation grâce à la vis métrique, et la **partie n°3** à droite, qui tourne autour de la vis métrique et qui accompagne la partie n°2 pour plus de stabilité. Trois roulements à billes sont utilisés : deux pour les rotations des pièces n°1 et n°3 autour de la vis métrique fixe, et un troisième pour la rotation de tout l'enrouleur par rapport au bâti.

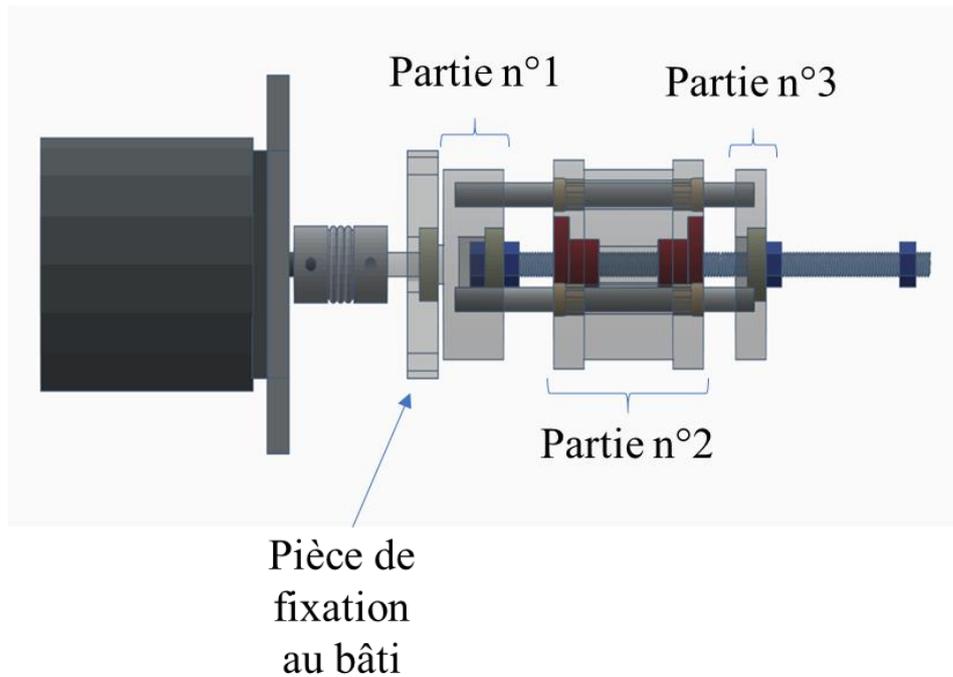


Figure 2.24 : Vue de côté de l'enrouleur avec les pièces réalisées en aluminium en transparence

La conception de la partie centrale de l'enrouleur s'est effectuée autour d'une pièce en particulier : un écrou en iglidur® à filet métrique (Figure 2.25). Cet écrou permet d'obtenir la translation autour de la vis métrique sans utilisation de graisse, avec une résistance élevée à l'usure, et une absence d'adhérence à la poussière et à la saleté. De plus, le matériau utilisé présente une forte résistance statique à la compression et un faible coefficient de frottement. La partie centrale de l'enrouleur est donc montée autour de deux écrous drylin®. L'enrouleur a un rayon d'enroulement de 2.5 cm et la vis métrique confère un déplacement axial de 1 mm par tour.



Figure 2.25 : Ecou drylin® en iglidur® à filet métrique

Afin de transmettre le mouvement de rotation à l'enrouleur, trois arbres en acier trempé de rayon 6 mm sont fixés dans les parties n°1 et n°3. Pour guider la pièce centrale en rotation, six paliers lisses en iglidur® (Figure 2.26) sont emmanchés dans le tambour et garantissent un glissement sans graisse avec un faible coefficient de frottement.



Figure 2.26 : Palier lisse en iglidur®

L'enrouleur a été reproduit dans le logiciel Solid Edge pour permettre la fabrication des trois pièces en aluminium (Figure 2.27, Figure 2.28). Les plans de ces trois pièces sont disponibles en Annexe C.

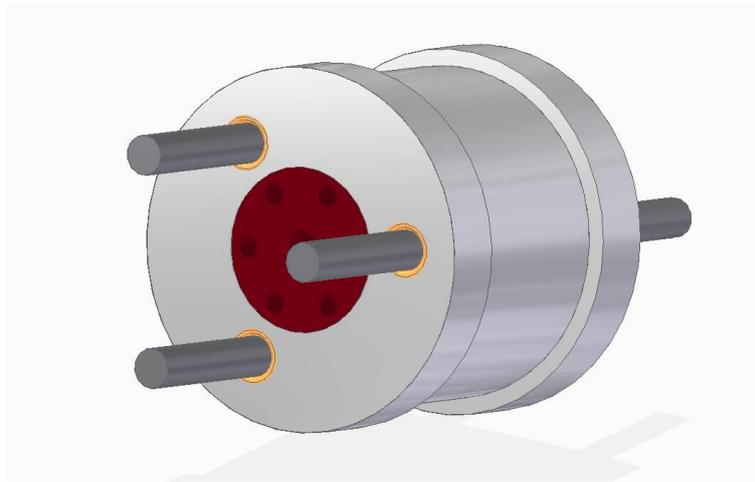


Figure 2.27 : Partie centrale de l'enrouleur sur Solid Edge



Figure 2.28 : Vue de côté de l'enrouleur sur Solid Edge

Pour les RPC avec des degrés de liberté dans les trois dimensions de l'espace, il faut utiliser des systèmes de poulies avec un ou deux degrés de liberté. Pour cela, des liaisons pivots sont généralement utilisées afin de suivre le changement d'orientation du câble et de garantir un point de sortie fixe. Pour un RP2C à un

seul degré de liberté, une simple poulie fixe convient, car le câble reste dans le plan perpendiculaire à l'axe de rotation de la poulie.

Les structures en profilés se prêtent bien à la modularité requise, le bâti est donc réalisé avec des profilés en aluminium de section 40x40 mm². Il mesure 1.08 mètre de long, 0.50 m de largeur et 0.42 m de hauteur. L'enrouleur est intégré au bâti avec deux pièces qui seront fabriquées par impression 3D. L'intégration de l'enrouleur sur les profilés en aluminium est présentée sur la Figure 2.29. Le trou présent sur l'image à gauche entre le moteur et la pièce de fixation au bâti sera rempli par une pièce en aluminium fournie avec le moteur permettant sa fixation.

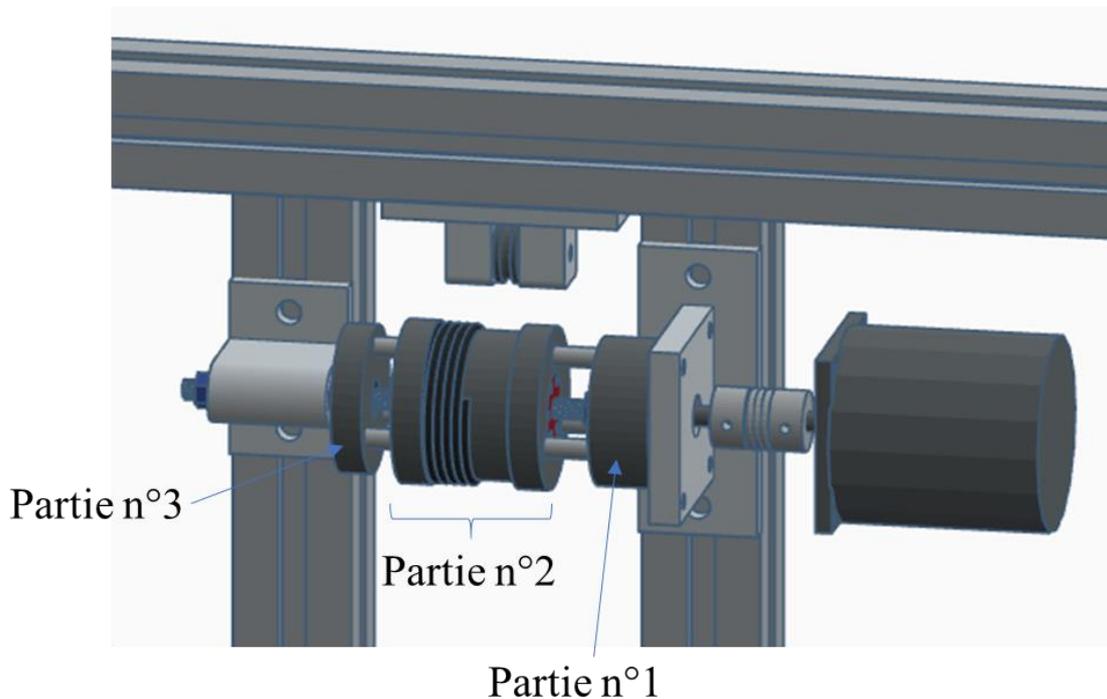


Figure 2.29 : Vue de l'enrouleur monté sur des profilés en aluminium avec TinkerCad

2.4.2. Réalisation

Les trois pièces en aluminium présentées dans la section précédente et visibles sur la Figure 2.24 ont été réalisées au Centre Technique de l'Innovation MECA3D du département Génie Mécanique de l'INSA Lyon. Les deux pièces utilisées pour la fixation de l'enrouleur sur le bâti ont été réalisées avec une imprimante 3D. Le matériau choisi est un polymère biodégradable appelé acide polylactique (PLA), qui peut être obtenu à partir d'amidon de maïs. Le moteur utilisé est un moteur NEMA 23, ses caractéristiques sont une vitesse maximale de 1121 tr/min et un couple continu de 0.116 Nm. En termes d'enroulement de câble, le moteur peut fournir une tension continue de $T_c = \frac{C_c}{r_{enr}} = 4.64$ N et une vitesse d'enroulement maximale de $v_{max} = \omega_{max} * r_{enr} = 2.93$ m/s.

L'enrouleur et le moteur ont ensuite été assemblés avec les profilés de la structure (Figure 2.30, Figure 2.31). Dans un premier temps, un câble en Dyneema de diamètre 0.38 mm a été utilisé, mais ce câble présentait un important fluage (D. Gueners, Bouzgarrou, et Chanal 2021), il a donc été remplacé par un câble en acier de diamètre 0.54 mm pour le RP8C.

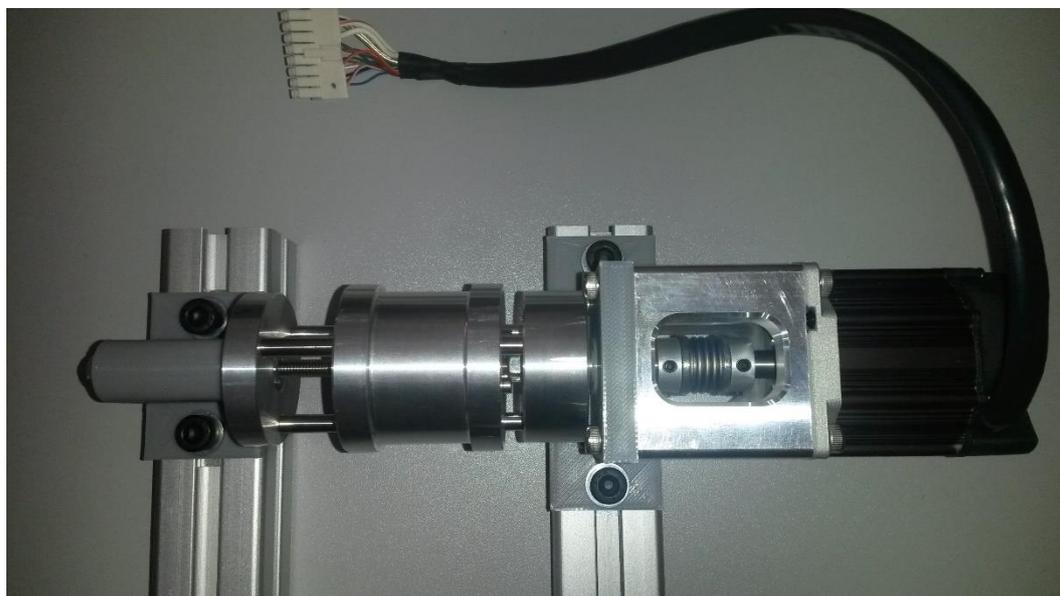


Figure 2.30 : Assemblage des pièces de l'enrouleur

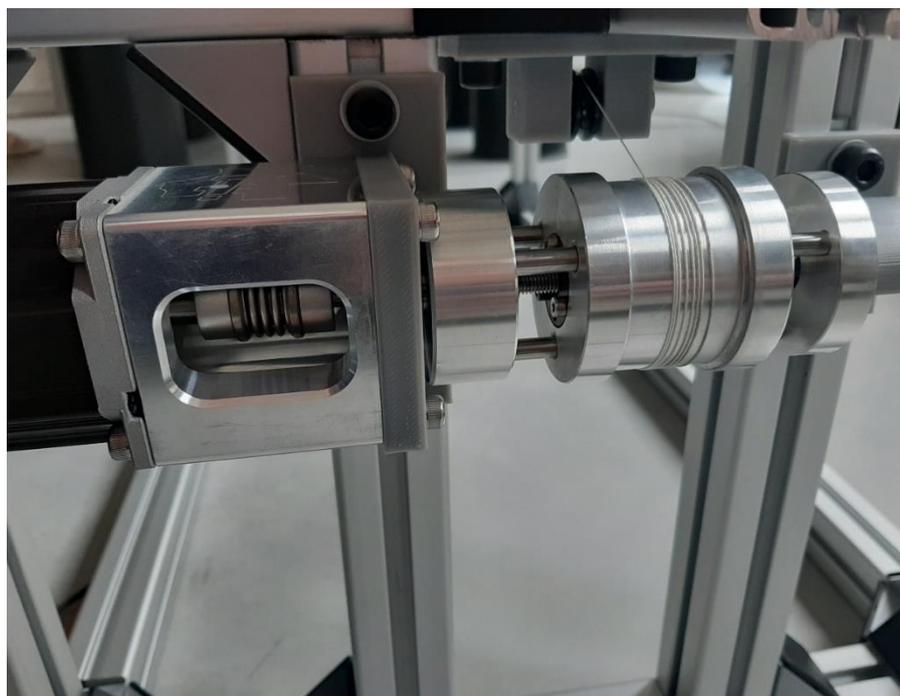


Figure 2.31 : Fixation sur le bâti de l'enrouleur

L'effecteur a aussi été imprimé en 3D avec du PLA, mais n'a pas donné lieu à une conception particulière. La première version était juste un parallélépipède avec des points d'accroche pour les câbles et les capteurs. Il a été remplacé plus tard

par un modèle modulaire plus élaboré permettant d'installer des capteurs pour le contrôle actif des vibrations. L'effecteur est relié au bâti par l'intermédiaire de deux câbles : un seul est piloté par le moteur et l'autre est simplement tendu par une masse de 200 g.

Deux capteurs à fil tendus sont installés au-dessus de la structure et sont reliés à l'effecteur. Les longueurs l_{c1} et l_{c2} mesurées par les capteurs sont utilisées pour déterminer la position de l'effecteur en temps réel. La résolution permettant de calculer la position en fonction des longueurs des capteurs était trop longue pour une utilisation en temps réel sur le système de prototypage rapide de commande dSpace 1104, un calcul préalable permettant de couvrir l'espace des positions possibles en fonction des longueurs des capteurs a donc été réalisé. La position est obtenue par interpolation entre les valeurs précalculées (Annexe D).

Pour le suivi de trajectoire d'un RPC, le contrôle du moteur ne doit pas être négligé. En effet, un mauvais contrôle de ce dernier générerait des vibrations indésirables. Avec l'aide de R. Delpoux du laboratoire Ampère, le choix s'est porté sur une machine synchrone à aimant permanent (*Permanent Magnet Synchronous Machine* ou *PMSM* en anglais) utilisant la stratégie de commande orientée champ (*Field Oriented Control* ou *FOC* en anglais). Les *PMSM* sont plus adaptés que les moteurs à courant continu ou à induction, car le poids et le volume global sont considérablement réduits pour une puissance de sortie donnée et ont un meilleur rendement (A. Glumineau et de León Morales 2015). Même si la commande à six pas est simple à mettre en œuvre pour ce moteur, la stratégie *FOC* a l'avantage de contrôler les courants du moteur et offre ainsi une meilleure gestion du couple moteur produit. Cela permet de réduire considérablement l'ondulation du couple sur l'arbre du moteur. Grâce à l'utilisation de la transformation de Park (Park 1929), le couple produit est directement proportionnel au courant en quadrature i_q . La transformation de Park et le contrôleur de courant ont été mis en œuvre à l'aide de Simulink et de dSpace 1104.

Le prototype final de RP2C est représenté sur la Figure 2.32.



Figure 2.32 : Vue d'ensemble du prototype RP2C

2.4.3. Résultats expérimentaux

Dans cette section, le prototype réalise des allers retours en *step5* entre la position $x_1 = -0.2$ m et $x_2 = 0.3$ m. Il est choisi de ne présenter que les retours, car l'aller correspond à un relâchement du moteur qui laisse la masse de 200 g tirer vers la droite. Le déplacement dure 2 secondes et 3 secondes sont ajoutées pour observer l'évolution post-déplacement. Les valeurs des différents paramètres géométriques sont les mêmes que celles données dans la section 2.3.1.

Comme pendant les simulations, quatre contrôleurs sont comparés : un correcteur PID classique, un PID avec MDI, un iPID et un PID avec RN. Pour tous les contrôleurs présentés, les gains du correcteur PID intégré à leur structure sont les mêmes que ceux utilisés dans le Tableau 1. Ces contrôleurs commandent le moteur en intensité électrique et leur sortie est bornée par les valeurs [0 A; 4 A]. Le iPID est réglé avec les mêmes paramètres $\alpha = -10$ et $\delta = 0.1$ s. Pour le RN, il a aussi été choisi de retenir en entrée les 10 dernières valeurs de chaque variable, soit des vecteurs d'entrée de taille 20, et d'introduire une couche cachée de 10 neurones. En revanche, les poids réglés lors de l'apprentissage en simulation ne sont pas réutilisés mais un apprentissage sur le prototype est réalisé. Il est composé de 200 secondes de déplacements aléatoires en *step5*, afin d'explorer l'espace de travail du robot dans l'intervalle $x = -0.4$ m et $x = 0.4$ m. Le temps d'apprentissage aurait pu être légèrement réduit en utilisant les poids précalculés en simulations.

L'évolution de la position obtenue avec les différents contrôleurs est comparée avec la trajectoire souhaitée sur la Figure 2.33. La partie zoomée permet de distinguer les temps de réponses à 98%, soit 1 cm pour la trajectoire imposée. Le contrôleur le moins performant en termes de suivi de trajectoire est le PID

simple, suivi du PID avec MDI, du iPID et enfin du PID avec RN. L'amélioration apportée par le MDI est assez faible, en raison de la simplicité du modèle mis en place. En effet, l'effecteur n'est pas une masse ponctuelle, les frottements et les effets de la dynamique du câble ont été négligés, le comportement du moteur a été simplifié à celui d'un modèle de moteur à courant continu et la tension exercée par la masse n'est pas constante en raison de son accélération lors du déplacement. Il n'a pas non plus été vérifié si les capteurs exerçaient une tension constante lors d'un déplacement. En revanche, le contrôleur intelligent et celui avec RN sont nettement plus rapides que le PID seul. La courbe en position du iPID passe régulièrement au-dessus et en-dessous de la trajectoire, et cela est surtout visible après le déplacement. Le iPID peut dysfonctionner quand $y^{*(v)}$ est nul, car l'estimateur choisi n'intègre que le terme au et des oscillations non désirées dans la commande peuvent apparaître. Il est alors facile d'ajouter une condition qui implique l'utilisation d'un PID classique quand sur $y^{*(v)} = 0$ si le problème apparaît. Une perspective serait aussi de tester d'autres fonctions d'estimation de F , comme des filtres numériques ou des méthodes d'identification algébriques (M. Fliess et Sira-Ramírez 2003).

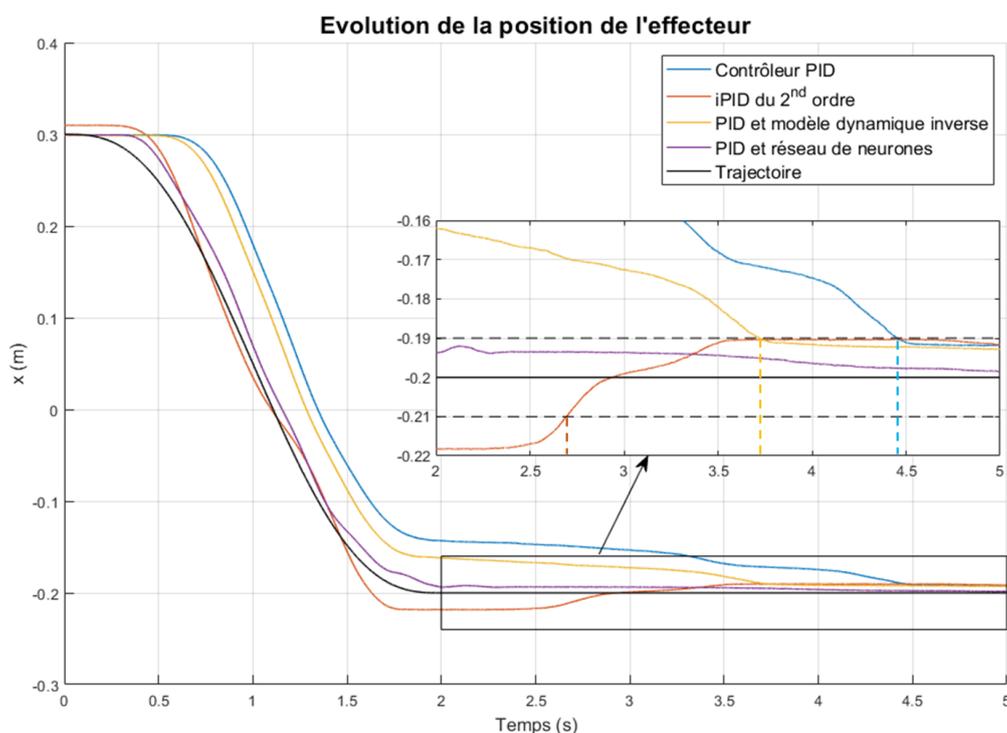


Figure 2.33 : Evolution de la position x de l'effecteur du RP2C

L'évolution de la position verticale z de l'effecteur est tracée sur la Figure 2.34. La trajectoire étant plus centrée qu'en simulation dans la section 2.3.1, l'effecteur passe donc par un minimum entre 1 et 1.5 s puis remonte vers sa position finale. Ce déplacement vertical engendre comme en simulation des oscillations verticales, qui sont très amorties et s'estompent en 4 ou 5 périodes. Le PID avec RN étant le plus agressif sur la commande, il provoque aussi les plus

grandes vibrations verticales. Leur fréquence se situe entre 3.7 et 3.8 Hz, ce qui est cohérent avec les fréquences issues de la simulation présentée en 2.3.1. Aucune oscillation verticale n'est observée avec le iPID, ce qui pourrait lui conférer un avantage important dans certaines applications.

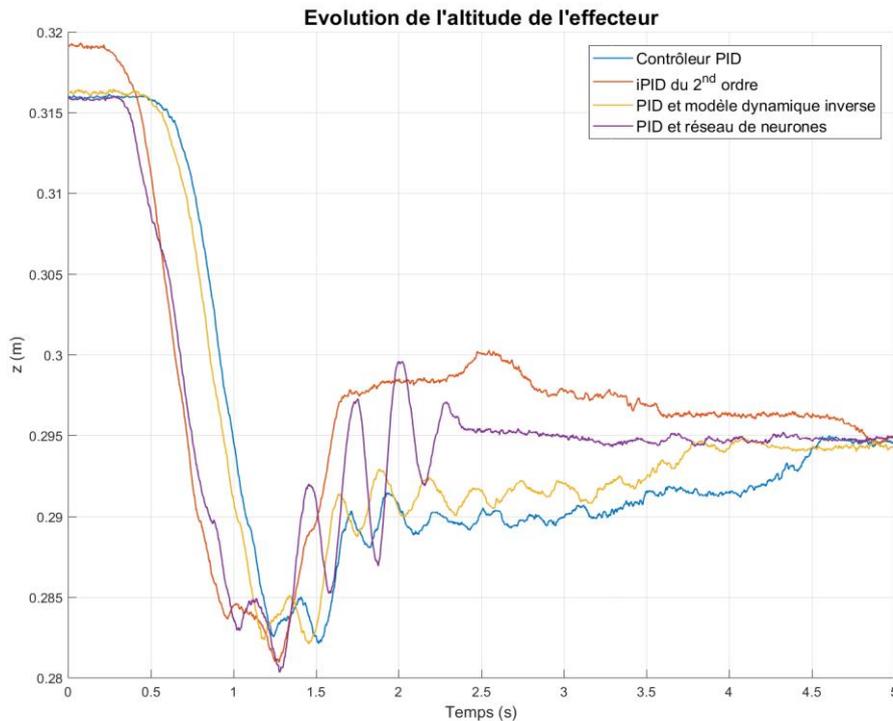


Figure 2.34 : Evolution de la position z de l'effecteur du RP2C

La commande envoyée par les différents contrôleurs est représentée sur la Figure 2.35. L'allure des courbes d'intensité de courant pour le PID et le PID avec MDI sont semblables, celle avec MDI est juste un peu plus réactive, ce qui est cohérent avec le fait que son suivi de trajectoire est un peu meilleur que celui du PID seul. La montée en intensité pour le PID avec RN est beaucoup plus rapide, ce qui explique sa meilleure performance en suivi de trajectoire. Cependant, elle présente d'importantes oscillations. Un travail pourrait être effectué sur ces oscillations qui sont liées aux oscillations verticales observées. Après 2 secondes, les oscillations verticales sont quasiment amorties et l'intensité électrique ne comporte plus d'oscillations. Le iPID propose une courbe d'intensité différente des autres contrôleurs : elle présente une montée moins raide, et seulement deux oscillations contre cinq pour le PID avec RN et trois pour les autres. Cela peut expliquer l'absence de grandes oscillations selon z . Enfin, le comportement du iPID en post-déplacement est très différent de celui des autres contrôleurs, ce qui est corrélé avec le dysfonctionnement qui apparaît lorsque $y^{*(v)}$ est nul, comme expliqué plus haut.

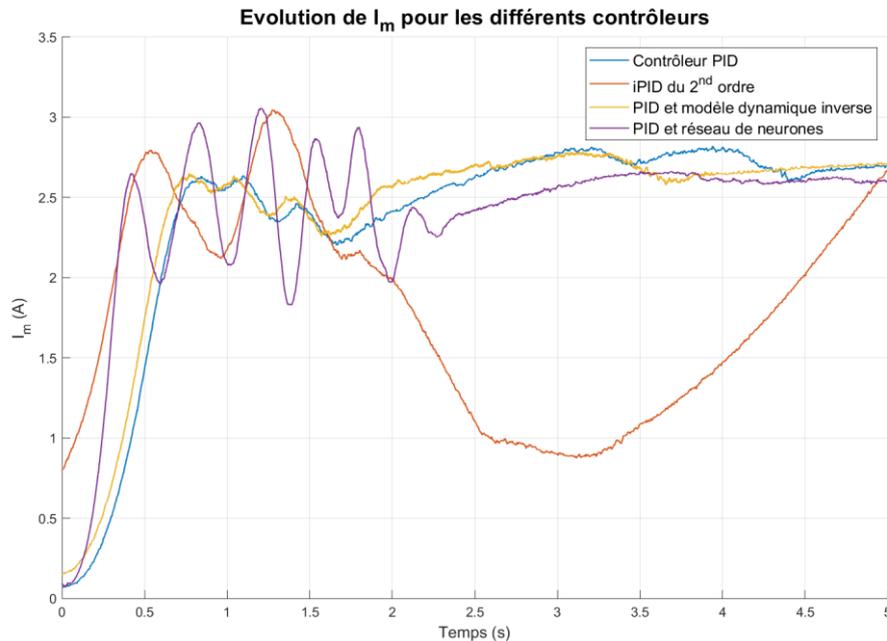


Figure 2.35 : Comparaison entre les différents contrôleurs de l'intensité électrique du moteur pour le prototype de RP2C

Ces résultats montrent qu'il est possible d'améliorer les performances d'un correcteur PID pour un RPC sans mettre en place un modèle dynamique précis. Le contrôleur le plus performant ici est le PID avec RN, mais le iPID montre des performances presque aussi bonnes et il ne nécessite pas de phase d'apprentissage. De plus, l'usage d'un iPID permet d'obtenir ici moins de vibrations selon z .

2.5. Conclusion

Cette partie s'est concentrée sur le travail réalisé pendant la thèse sur la commande des RPC. Les objectifs de cette partie étaient la compréhension du comportement d'un RPC, la synthèse de contrôleurs pour suivre une trajectoire et enfin la conception et la réalisation d'un prototype à deux câbles avec un degré de liberté pour tester les contrôleurs.

Dans le premier chapitre, un modèle simple de RP2C avec un moteur piloté en intensité électrique a été présenté. L'effecteur est considéré ponctuel et les câbles rectilignes transmettant parfaitement une tension. Le moteur a été modélisé avec un modèle de moteur à courant continu. Un modèle avec un formalisme matriciel plus classique a été présenté pour un RP8C.

La conception de trois contrôleurs ayant pour but d'améliorer les performances d'un correcteur PID a été décrite dans le deuxième chapitre. Le premier utilise un modèle dynamique inverse qui est sommé avec le correcteur PID. Le second fait l'hypothèse d'un comportement linéaire ultra local et corrige le modèle linéaire avec un terme estimé qui s'adapte en fonction de la réponse du système. Le

troisième utilise des données pour entraîner un réseau de neurones à envoyer la bonne commande pour suivre une trajectoire et est complété par un correcteur PID.

Les modèles dynamiques introduits ont été utilisés dans le troisième chapitre pour des simulations sur un RP2C et un RP8C afin de tester les contrôleurs proposés. Le PID avec MDI suit parfaitement par construction la trajectoire en simulation. Le contrôleur avec RN et le iPID ont montré de meilleures performances pour le suivi de trajectoire qu'un PID seul. Le iPID est prometteur par sa facilité d'utilisation et ses bonnes performances. Le contrôleur avec RN est plus long à mettre en place mais si l'entraînement est suffisamment long, il apporte les meilleures performances en termes de suivi de trajectoire.

Le quatrième chapitre présente la conception, la réalisation d'un premier prototype ainsi que les résultats expérimentaux. La majeure partie de la conception s'est concentrée autour de l'enrouleur de manière à éviter le chevauchement du câble lors de son enroulement grâce à la translation du tambour de l'enrouleur lors de sa rotation autour d'une vis filetée. Les résultats obtenus en simulation ont globalement pu être confirmés expérimentalement. A noter que le PID avec MDI améliore peu le PID simple, car le modèle dynamique mis en place pour concevoir les contrôleurs s'est avéré trop éloigné de la réalité. Les deux autres contrôleurs ont montré qu'il était possible d'améliorer les performances d'un PID sans connaissance particulière sur le système. Une perspective de cette partie est de tester ces contrôleurs sur un prototype de RP8C et de mesurer les performances en suivi de trajectoire et en vibrations.

Les modèles dynamiques présentés dans cette partie ainsi que le prototype de RP2C sont utilisés dans la partie suivante qui porte sur l'intégration de tendons actifs sur les RPC pour réduire les vibrations.

3. Contrôle actif des vibrations des RPC

L'originalité de la thèse repose sur l'intégration sur un RPC d'une technique de contrôle vibratoire utilisée sur des structures câblées comme les ponts haubanés (Achkire et Preumont 1996; A. Preumont et al. 2016) ou comme le TALC (M. Verma et al. 2020). Des tendons actifs composés d'un capteur et d'un actionneur piézoélectrique sont embarqués sur certains câbles. Leur contrôle est indépendant de celui du déplacement, ce qui en fait un dispositif modulaire pouvant être installé sur un ou plusieurs câbles. Les tendons ont la particularité d'être embarqués et d'être en mouvement quand l'effecteur se déplace, contrairement à ceux utilisés dans les ponts haubanés et sur le TALC.

Cette partie se compose de six chapitres. Dans le premier chapitre, une étude se concentre sur l'implémentation du contrôle actif sur le prototype de RP2C présenté au chapitre 2.4. Ensuite dans les deuxième et troisième chapitres, une étude numérique est menée en deux temps sur un RP8C : une première étude, linéaire utilisant les matrices d'un RP8C et une seconde, consistant en des simulations temporelles non linéaires. Enfin, la mise en place du prototype de RP8C est décrite dans le quatrième chapitre et les expérimentations réalisées sont présentées dans le cinquième chapitre, avant de conclure dans le sixième chapitre.

3.1. Contrôle actif d'un RP2C

Ce chapitre s'intéresse à l'ajout d'un tendon actif sur un RP2C. Il est composé d'un capteur de force piézoélectrique mesurant la tension dans le câble F_s et d'un actionneur piézoélectrique délivrant une force F_a . Il est situé entre le câble n°1 et son point d'ancrage sur l'effecteur, comme sur la Figure 3.1.

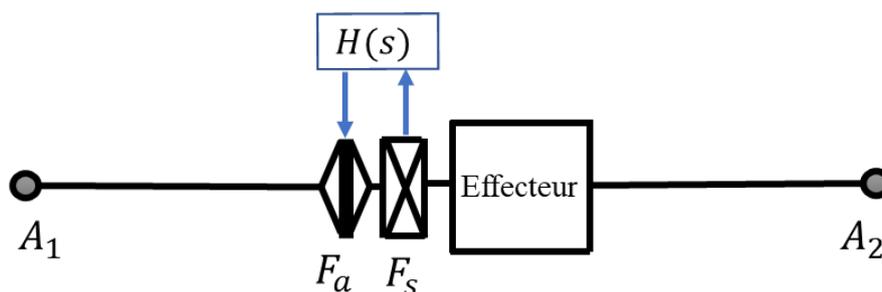


Figure 3.1 : Schéma du tendon actif intégré au RP2C

3.1.1. Modélisation du contrôle actif

3.1.1.1. Modélisation classique axiale

Pour un couple d'actionneur et de capteur colocalisés, Preumont a montré que l'utilisation de la loi de contrôle appelée « **Integral Force Feedback** » (**IFF**) assurait une stabilité inconditionnelle (A. Preumont et al. 2002 ; André Preumont 2018). La forme la plus simple de l'IFF est utilisée dans cette section, de sorte que l'actionneur soit piloté avec un signal proportionnel à l'intégrale de la force mesurée par le capteur. Ainsi, la force de contrôle est donnée par $F_a(t) = -g \int_0^t F_s(\tau) d\tau$, où g est le gain de contrôle. Comme la force mesurée par le capteur est proportionnelle à l'accélération de l'effecteur, la force de contrôle est proportionnelle à sa vitesse et agit donc comme un amortisseur visqueux. Dans le domaine de Laplace, la loi de contrôle est notée $H(s)$ et est définie par :

$$H(s) = \frac{F_a(s)}{F_s(s)} = -\frac{g}{s} \quad (3.1)$$

Pour étudier les performances du tendon actif, il est généralement utilisé un système simple avec une masse m et une raideur équivalente k en parallèle du montage actif. Le tendon actif est modélisé par une force d'actionnement F_a en parallèle avec un ressort de raideur k_a . Zhao utilise ce type de modèle, présenté en Figure 3.2, pour étudier les performances du contrôle actif sur une structure à faible masse (Zhao et al. 2019) en fonction du ratio de raideurs k_a/k . La fonction de transfert qui relie la force perturbatrice $F(s)$ au déplacement $X(s)$ est :

$$\frac{X}{F}(s) = \frac{s + g}{ms^3 + gms^2 + (k + k_a)s + gk} \quad (3.2)$$

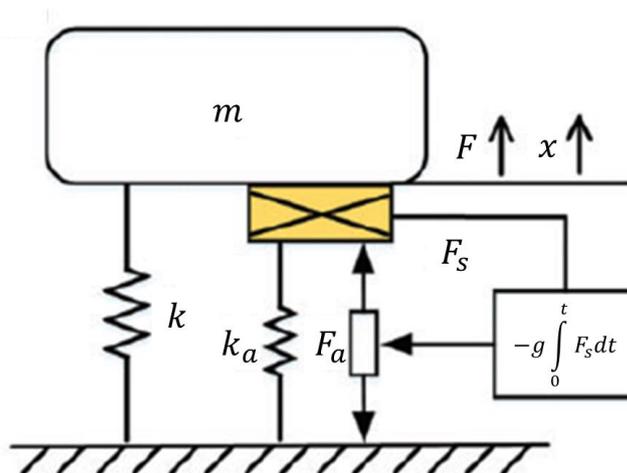


Figure 3.2 : Modèle utilisé dans (Zhao et al. 2019)

Dans le cas d'un RP2C comme sur la Figure 3.1, le tendon actif est monté sur le câble qui relie l'effecteur au bâti, il semble donc plus représentatif d'utiliser un modèle de tendon actif en série avec la raideur k_1 du câble n°1. Le nouveau

modèle est représenté sur la Figure 3.3. Le système est composé d'une masse m_1 soumise à une force de perturbation F et à deux raideurs k_1 et k_2 représentant les deux câbles considérés horizontaux du robot. Ce modèle peut aussi représenter une structure câblée, comme par exemple un pont haubané.

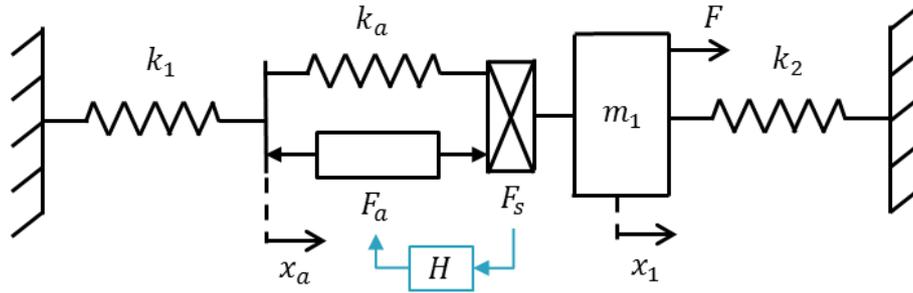


Figure 3.3 : Effecteur relié au bâti par 2 câbles, avec celui de gauche équipé d'un tendon actif

Ce modèle peut servir à étudier les effets du tendon actif sur les vibrations axiales du RP2C, également appelées vibrations horizontales. Pour obtenir les équations du système, la position à la gauche de l'actionneur est notée x_a . Les équations du système sont alors données par :

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 = F_s + F - k_2 x_1 \\ F_s = F_a + k_a (x_a - x_1) = -k_1 x_a \end{cases} \quad (3.3)$$

La deuxième équation de (3.3) permet d'isoler x_a :

$$x_a = -\frac{F_s}{k_1} \quad (3.4)$$

Les forces de l'actionneur et du capteur sont reliées dans le domaine de Laplace par l'équation (3.1). Après avoir injecté $X_a(s)$, $F_s(s)$ est ensuite isolée :

$$\left(1 + \frac{k_a}{k_1} - H\right) F_s(s) = -k_a X_1(s) \quad (3.5)$$

L'équation dynamique de (3.3) devient alors :

$$\left[\left(1 + \frac{k_a}{k_1} - H\right) m_1 s^2 + \left(1 + \frac{k_a}{k_1} - H\right) k_2 + k_a\right] X_1(s) = \left(1 + \frac{k_a}{k_1} - H\right) F(s) \quad (3.6)$$

Pour faciliter l'écriture, le coefficient $C = 1 + \frac{k_a}{k_1}$ est introduit. En utilisant $H(s) = -\frac{g}{s}$, l'équation précédente (3.6) mène à la fonction de transfert suivante :

$$\frac{X_1}{F}(s) = \frac{Cs + g}{m_1 C s^3 + m_1 g s^2 + (C k_2 + k_a) s + k_2 g} \quad (3.7)$$

En comparaison avec l'équation (3.2), la raideur k_2 est équivalente à une raideur en parallèle k , la raideur k_a est remplacée par un équivalent des raideurs k_a et k_1 en série et un facteur $1/C$ multiplie le gain g .

3.1.1.2. Modélisation simplifiée

Il est possible de simplifier le modèle en considérant que l'actionneur piézoélectrique impose directement un déplacement Δ_a égal à :

$$\Delta_a(s) = \frac{F_a(s)}{k_a} = \frac{H(s)F_s(s)}{k_a} \quad (3.8)$$

Les équations du système dans le domaine de Laplace s'écrivent donc :

$$\begin{cases} m_1 s^2 X_1(s) = F_s(s) + F(s) - k_2 X_1(s) \\ F_s(s) = -k_1 (X_1(s) - \Delta_a(s)) = -k_1 \left(X_1(s) - \frac{H(s)F_s(s)}{k_a} \right) \end{cases} \quad (3.9)$$

Injecter F_s dans l'équation dynamique de (3.8) permet ainsi d'obtenir :

$$\left(1 - \frac{k_1}{k_a} H(s) \right) F_s(s) = -k_1 X_1(s) \quad (3.10)$$

En utilisant l'IFF, la loi de contrôle s'écrit $H(s) = -\frac{g}{s}$ et la fonction de transfert devient alors :

$$\frac{X_1}{F}(s) = \frac{\frac{k_a}{k_1} s + g}{\frac{k_a}{k_1} m_1 s^3 + m_1 g s^2 + \left(k_a + \frac{k_a}{k_1} k_2 \right) s + k_2 g} \quad (3.11)$$

Cette nouvelle fonction de transfert obtenue avec l'approche simplifiée diffère en un seul point de celle en (3.7) : $\frac{k_a}{k_1}$ remplace le facteur $C = 1 + \frac{k_a}{k_1}$. Ces deux fonctions de transfert sont équivalentes quand $k_a \gg k_1$. Pour les câbles en Dyneema utilisés sur le RP2C, ce facteur vaut environ $\frac{k_a}{k_1} = 46$ pour la position centrale et il est presque deux fois plus grand pour les câbles en acier utilisés sur le RP8C. Ce modèle simplifié est plus facile à mettre en place dans un modèle dynamique. Cette méthode de prise en compte de l'actionneur sera donc utilisée dans les sections 3.2.1 et 3.3.1.

3.1.1.3. Modélisation des vibrations verticales

Les vibrations horizontales selon x ne sont pas les seules qui surviennent lors du déplacement d'un RP2C. Comme il a été noté dans les sections 2.3.1 et 2.3.2, des vibrations verticales à plus basse fréquence apparaissent quand l'effecteur est sollicité. Il est alors utile d'introduire un autre modèle pour étudier l'autorité d'un tendon actif sur des vibrations verticales. Le modèle de la Figure 3.3 est

repris, mais avec un déplacement z_1 de la masse m_1 selon l'axe vertical. La Figure 3.4 représente le schéma du modèle utilisé.

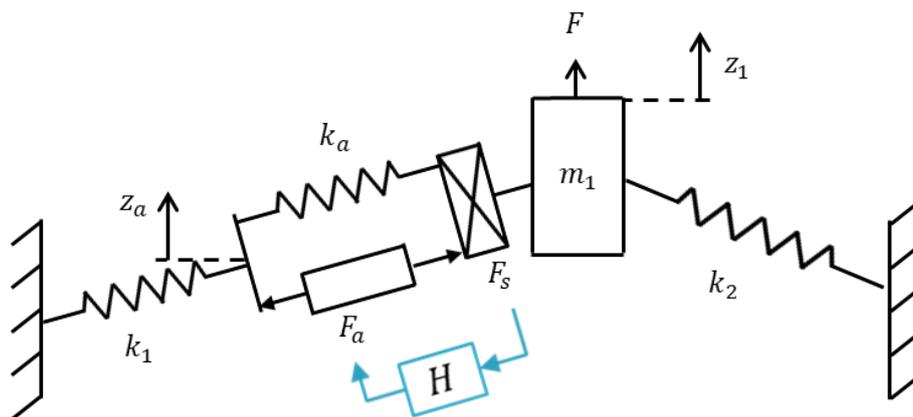


Figure 3.4 : Vibrations verticales de l'effecteur

En considérant l'hypothèse des petits débattements, une linéarisation du système permet de découpler les vibrations verticales des vibrations axiales et la fonction de transfert s'écrit alors (Annexe E) :

$$\frac{Z_1}{F} = \frac{Cs + g}{m_1 Cs^3 + m_1 gs^2 + CT \left(\frac{1}{l_1 + l_a} + \frac{1}{l_2} \right) s + \frac{Tg}{l_2}} \quad (3.12)$$

Pour rappel, la fréquence de vibration verticale d'une masse m_1 liée au bâti par deux câbles de longueurs l_1 et l_2 soumis à une prétension T s'écrit :

$$f_z = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{T}{m_1} \left(\frac{1}{l_1} + \frac{1}{l_2} \right)} \quad (3.13)$$

La raideur équivalente du second câble est donc $\frac{T}{l_2}$, celle du premier câble dépend aussi de la longueur l_a du ressort modélisant l'actionneur et vaut $\frac{T}{l_1 + l_a}$. Ainsi, la fonction de transfert (3.12) des vibrations verticales est semblable à celle du système horizontal en (3.7), mais les raideurs sont remplacées par des raideurs équivalentes aux vibrations verticales.

La section suivante se focalise sur l'étude analytique et numérique de la contribution du tendon actif sur les vibrations horizontales et verticales, en utilisant respectivement les fonctions de transfert (3.7) et (3.12).

3.1.2. Etude analytique et numérique du contrôle actif

Pour simplifier, il est supposé que $k_1 = k_2$, ce qui est le cas quand les deux câbles ont la même longueur. Les paramètres utilisés pour cette étude sont résumés dans le Tableau 4 et sont issus du dispositif expérimental présenté dans la prochaine section.

Paramètres	Descriptions	Valeurs	Unités
m_1	Masse de l'effecteur	0.067	kg
k_1	Raideur du câble n°1	5.6e+04	N/m
k_2	Raideur du câble n°2	5.6e+04	N/m
k_a	Raideur de l'actionneur piézoélectrique	2.6e+06	N/m
l_1	Longueur du câble n°1	0.5	m
l_2	Longueur du câble n°2	0.5	m
l_a	Longueur de l'actionneur piézoélectrique	0.01	m
T	Prétension dans les câbles du RP2C	1.962	N

Tableau 4 : Paramètres du RP2C

Le lieu des pôles du système pour des vibrations axiales est tracé sur la Figure 3.5 en utilisant l'équation (3.7). Les lignes en pointillés représentent le lieu des pôles pour un gain constant et des raideurs $k_1 = k_2$ variables. Le lieu des pôles montre une alternance entre les pôles et les zéros et donc une stabilité inconditionnelle de la loi de contrôle.

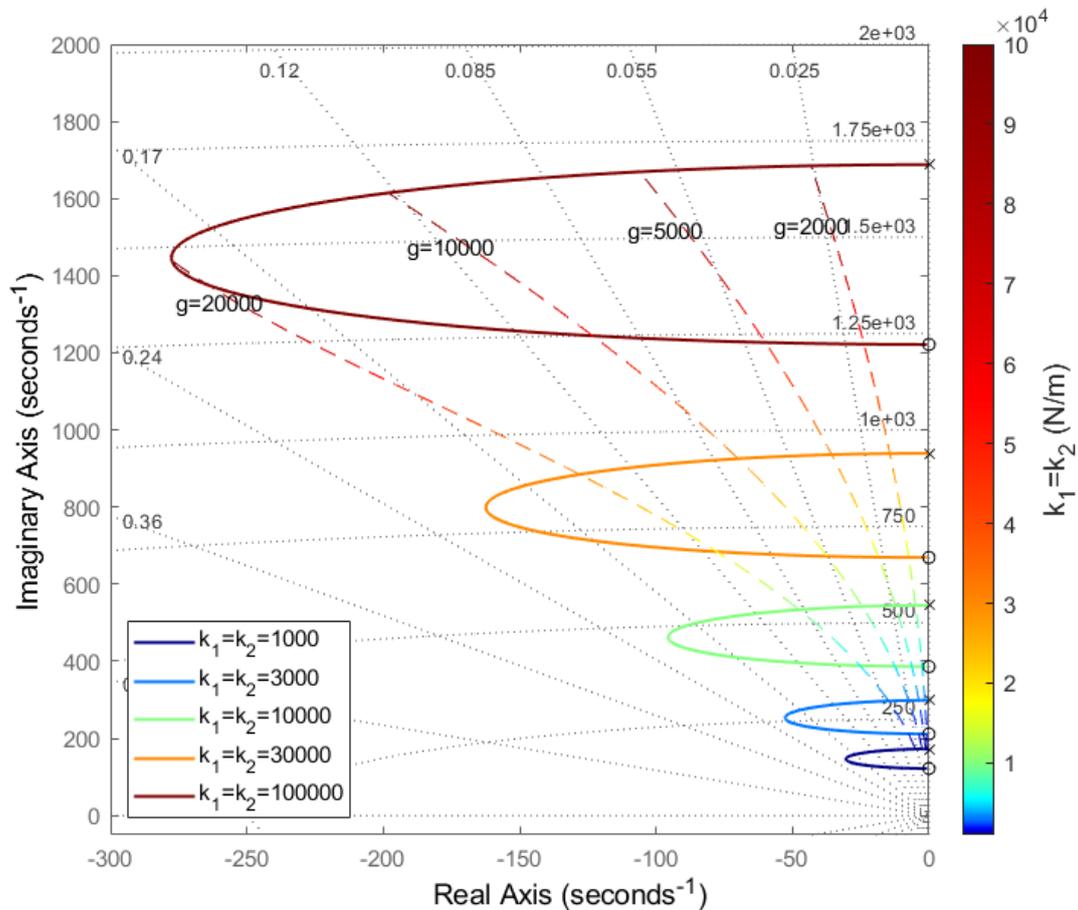


Figure 3.5 : Lieu des pôles à gain variable pour différentes raideurs $k_1 = k_2$ (lignes pleines) et à gain constant avec raideur variable (pointillés)

Les boucles du lieu des pôles sont déplacées vers le haut quand les raideurs k_1 et k_2 augmentent. Les courbes à gain constant montrent que l'amortissement augmente avec les raideurs. Avec des faibles raideurs k_1 et k_2 , le montage actif a une faible autorité et il est difficile d'amortir le système. L'autorité et donc la performance du tendon actif dépendent de la raideur du câble sur lequel il est monté.

Pour des raideurs données, il existe un gain optimal pour g quand le coefficient d'amortissement de la boucle fermée est maximisé. L'optimisation des performances du contrôle actif pour cette fonction de transfert a été traitée dans (F. Lacaze et al. 2020). Deux méthodes d'optimisation ont été étudiées : l'optimisation H_∞ et la méthode de l'amortissement maximal. Pour l'optimisation H_∞ , le gain est optimisé pour minimiser le maximum d'amplitude dans la réponse fréquentielle et pour la méthode d'amortissement maximal, l'amortissement est maximisé, afin que le temps de stabilisation de la réponse impulsionnelle soit minimisé.

Pour les vibrations verticales, la raideur équivalente est beaucoup plus faible que les raideurs axiales des câbles et l'actionneur n'agit pas dans la même direction que les vibrations. Ainsi il est possible de s'attendre à une autorité et à un amortissement atteignable plus faibles. Cependant, ce n'est pas le cas, en effet, les lieux des pôles pour des vibrations axiales et verticales visibles en Figure 3.6 montrent que l'autorité est comparable pour les deux directions. De plus, le ratio entre pôle et zéro de la fonction de transfert en boucle ouverte permet d'évaluer les performances du contrôle (D. Piron et al. 2021) et vaut environ 1.41 dans les deux cas.

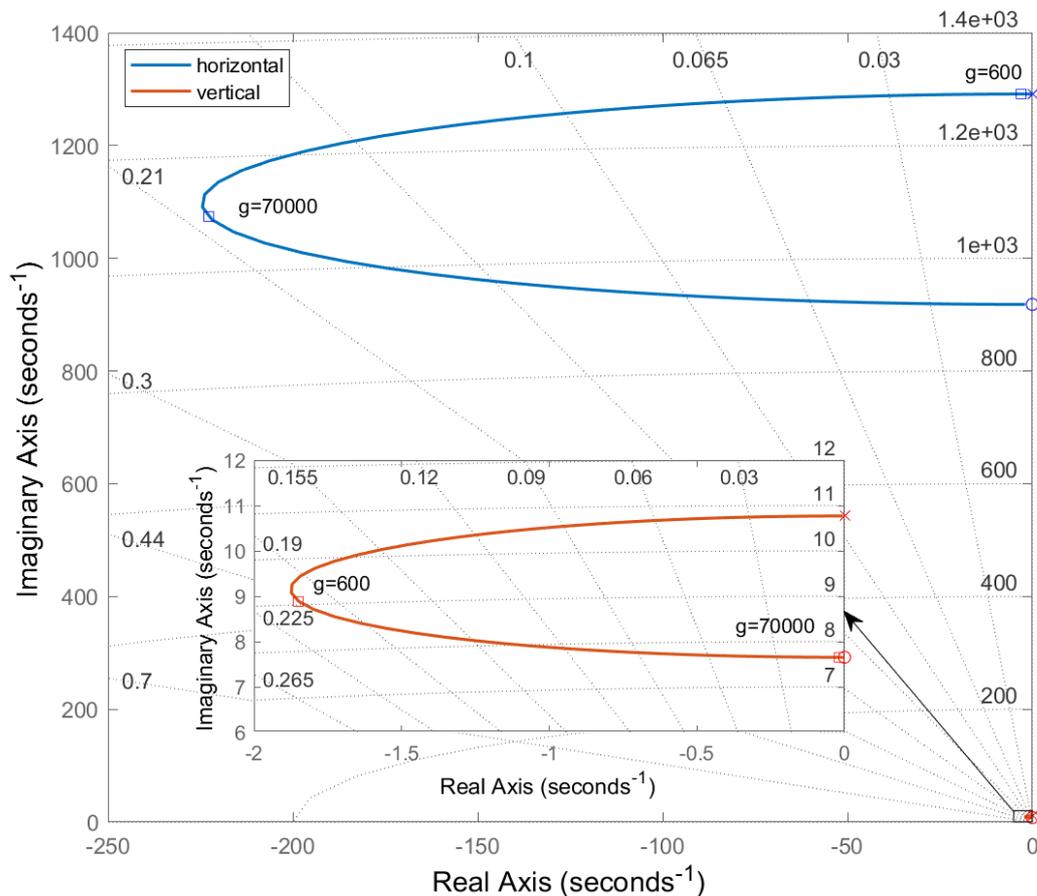


Figure 3.6 : Comparaison des lieux des pôles pour des vibrations horizontales (bleu) et verticales (rouge)

L'amortissement obtenu avec le tendon actif est tracé sur la Figure 3.7 avec la formule suivante :

$$\xi = \frac{|real(z)|}{\sqrt{real(z)^2 + imag(z)^2}} \quad (3.14)$$

Où z est le pôle complexe des fonctions de transfert (3.7) et (3.12). Les deux courbes de la Figure 3.7 sont similaires, avec environ la même amplitude

maximale d'amortissement mais celle des vibrations horizontales est décalée vers la droite. Cela montre qu'il y a besoin de plus de gain et donc de plus de puissance dans l'actionneur piézoélectrique pour amortir les vibrations axiales que les verticales. En effet, il y a besoin de plus de force pour effectuer le même déplacement dans le cas des vibrations selon x , car la raideur est plus grande. Pour une même force, un déplacement de l'ordre de 0.01 millimètre est obtenu pour x_1 contre plusieurs millimètres en vertical.

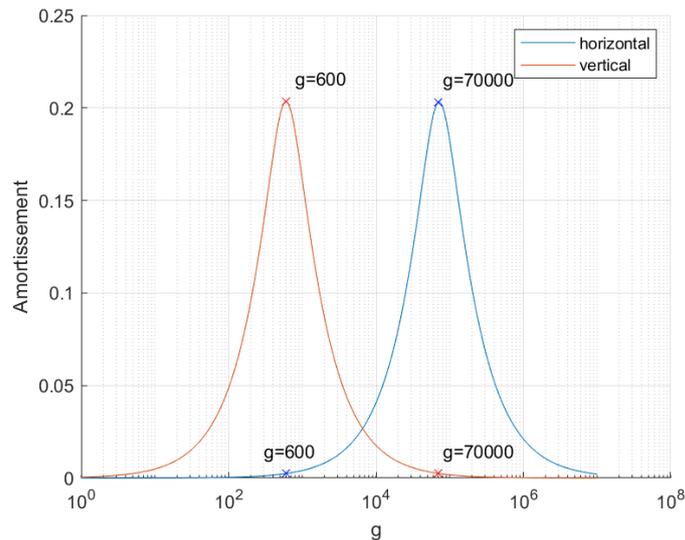


Figure 3.7 : Amortissement obtenu avec l'IFF pour des vibrations horizontales (bleu) et verticales (rouge)

Afin de conforter ce résultat, des simulations sont effectuées avec les équations introduites dans la section 3.1.1 sur un RP2C avec les deux degrés de liberté x et z découplés. Une force aléatoire entre -0.1 N et 0.1 N est appliquée à l'effecteur sur chacun des deux degrés de liberté. Trois simulations de 20 secondes sont effectuées pour chaque degré de liberté, une sans contrôle, une deuxième avec un gain $g = 600$ puis une troisième avec un gain $g = 70000$. L'évolution de x et z avec et sans contrôle est présentée en Figure 3.8, et la **densité spectrale de puissance** (DSP, ou *PSD* en anglais) pour x et z est tracée sur la Figure 3.9. La DSP est calculée avec la méthode d'estimation par moyenne de segments superposés de Welch. Elle représente la répartition fréquentielle de la puissance d'un signal suivant les fréquences qui le composent.

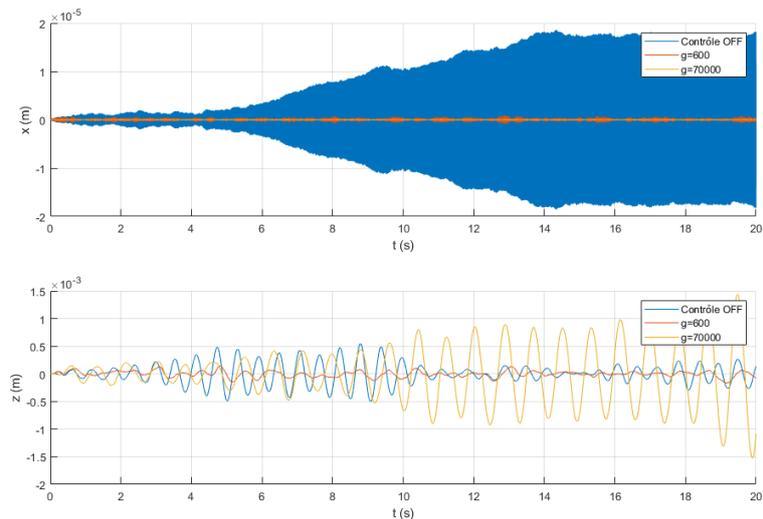


Figure 3.8 : Evolution de x et z sans contrôle (bleu), avec $g = 600$ (rouge) et avec $g = 70000$ (jaune)

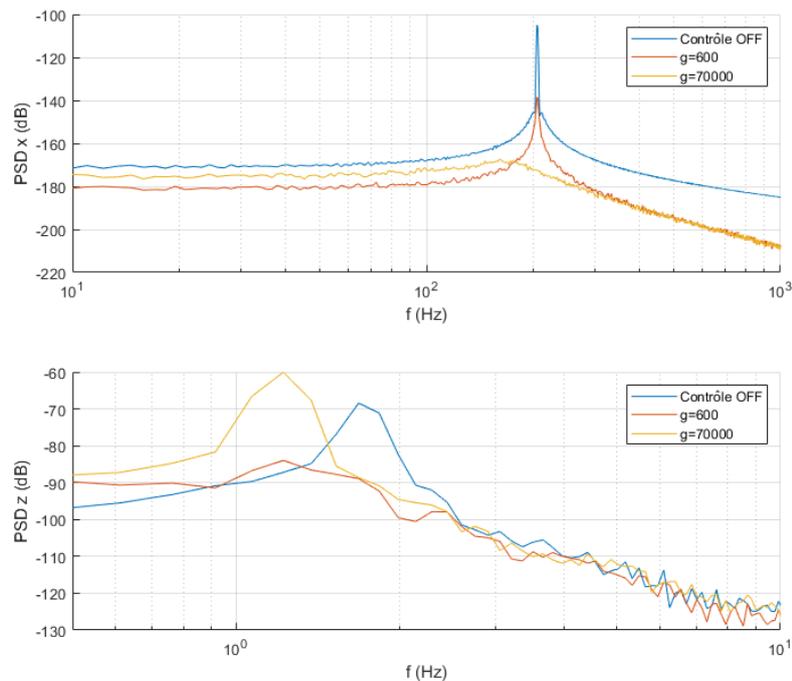


Figure 3.9 : Densité spectrale de puissance pour x et z sans contrôle (bleu), avec $g = 600$ (rouge) et avec $g = 70000$ (jaune)

Les marqueurs situés à $g = 600$ et $g = 70000$ sur la Figure 3.6 et sur la Figure 3.7 montrent que l'amortissement est faible pour les vibrations axiales et proche du maximum pour z à $g = 600$ et inversement pour le gain plus élevé. Ces résultats sont confirmés par la simulation. Le pic du degré de liberté vertical z présent vers 2 Hz sur la DSP est complètement amorti grâce au tendon actif pour $g = 600$ et il n'est plus amorti pour $g = 70000$ mais même amplifié à une fréquence plus

faible, comme le prédit le lieu des pôles. L'amortissement du pic sur le degré de liberté horizontal x vers 200 Hz est faible pour $g = 600$ mais il augmente quand le gain g augmente, comme le montre la DSP obtenue pour $g = 70000$. L'amplification à basse fréquence pour la DSP selon z avec contrôle s'explique par la présence de l'intégrateur dans le contrôleur et pour parer à cette amplification, il est de remplacer l'IFF par le contrôleur β -IFF décrit par l'équation suivante (B. de Marneffe 2007) :

$$H(s) = -\frac{gs}{(s + \beta)^2} \quad (3.15)$$

Les résultats précédents sont valables sans couplage. Avec un couplage entre les deux degrés de liberté, le modèle est non linéaire en raison des vecteurs unitaires des câbles qui dépendent alors des deux degrés de liberté et le comportement du RP2C s'écarte du modèle découplé linéaire précédent. Trois simulations sont réalisées pour le modèle couplé avec les mêmes gains et la même perturbation que les simulations précédentes. Les DSP présentées sur la Figure 3.10 sont similaires sauf pour le degré de liberté z avec le gain $g = 70000$, où le pic n'est plus amplifié comme précédemment. La réduction des vibrations horizontales diminue aussi les vibrations verticales par transfert d'énergie entre les modes. Ce résultat peut être un avantage pour réduire les vibrations mais il montre surtout la complexité du phénomène.

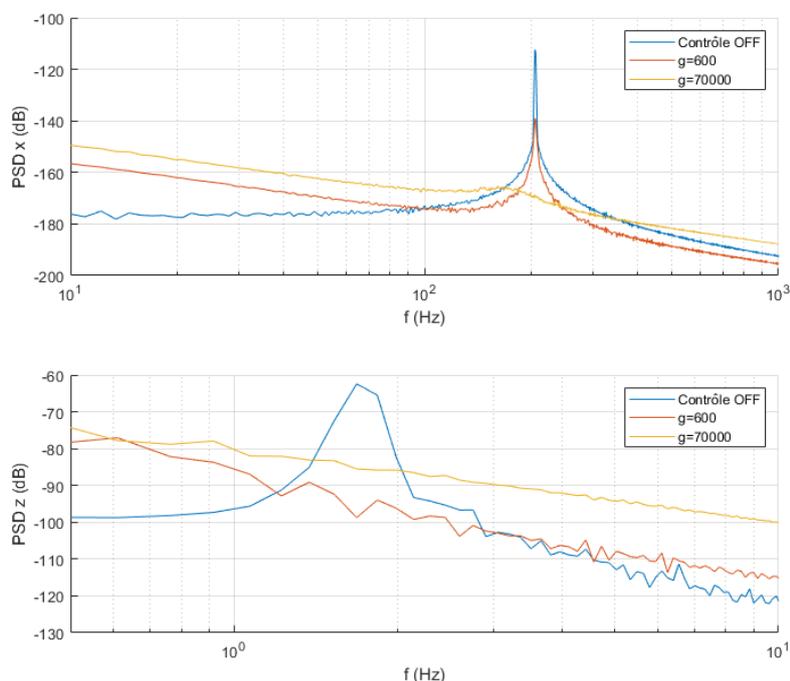


Figure 3.10 : Densité spectrale de puissance pour x et z couplés sans contrôle (bleu), avec $g = 600$ (rouge) et avec $g = 70000$ (jaune)

3.1.3. Dispositif expérimental

Le but des deux sections qui suivent est de tester si le tendon actif a de l'autorité sur le prototype de RP2C présenté au chapitre 2.4 et de valider la théorie et les simulations développées dans les sections précédentes. Le tendon actif est composé d'un actionneur piézoélectrique CEDRAT APA40SM et d'un capteur de force piézoélectrique. L'actionneur est alimenté par un amplificateur et le capteur est branché sur un conditionneur de charge pour renvoyer la mesure à la carte dSpace « DS1104 R&D *Controller Board* », qui est une carte de prototypage temps réel. Comme première approche, l'IFF sera utilisé avec un filtre passe bas à $f_{PB} = 1000$ Hz pour éviter les instabilités hautes fréquences :

$$H(s) = \frac{F_a}{F_s}(s) = -\frac{2\pi f_{PB}g}{s(s + 2\pi f_{PB})} \quad (3.16)$$

La loi de contrôle est écrite sous Simulink et le logiciel d'interface ControlDesk permet d'activer le contrôle vibratoire.

Pour intégrer le tendon actif sur le RP2C, des pièces de fixation ont été conçues ainsi qu'un nouvel effecteur et sont visibles sur la Figure 3.11. L'effecteur est un simple parallélépipède et sa conception est modulaire pour ajouter jusqu'à 4 câbles avec la possibilité de fixer 4 capteurs. Ici, seuls deux câbles sont fixés sur l'effecteur, ainsi que deux capteurs à fil tendus, visibles sur la Figure 3.12. Le capteur de force est directement vissé sur l'effecteur, la pièce n°1 sur la Figure 3.11 sert à relier capteur et actionneur et la pièce n°2 sert de liaison entre l'actionneur et le câble pour le câble actif et entre l'effecteur et le câble pour le câble non instrumenté. La fabrication des pièces a été effectuée en PLA avec une imprimante 3D. Le tendon actif intégré sur le prototype est visible sur la Figure 3.12.

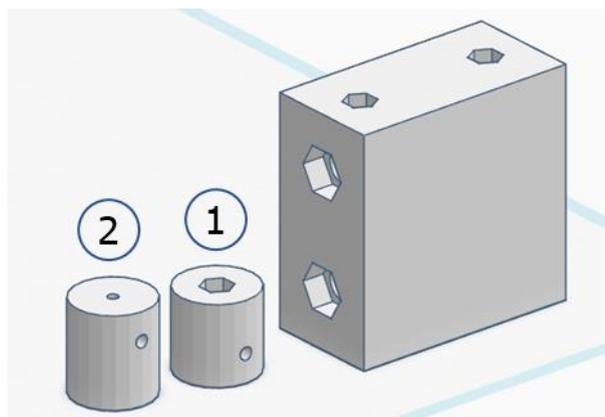


Figure 3.11 : Pièces imprimées pour l'intégration du tendon actif (n°1 et n°2) et effecteur (droite)

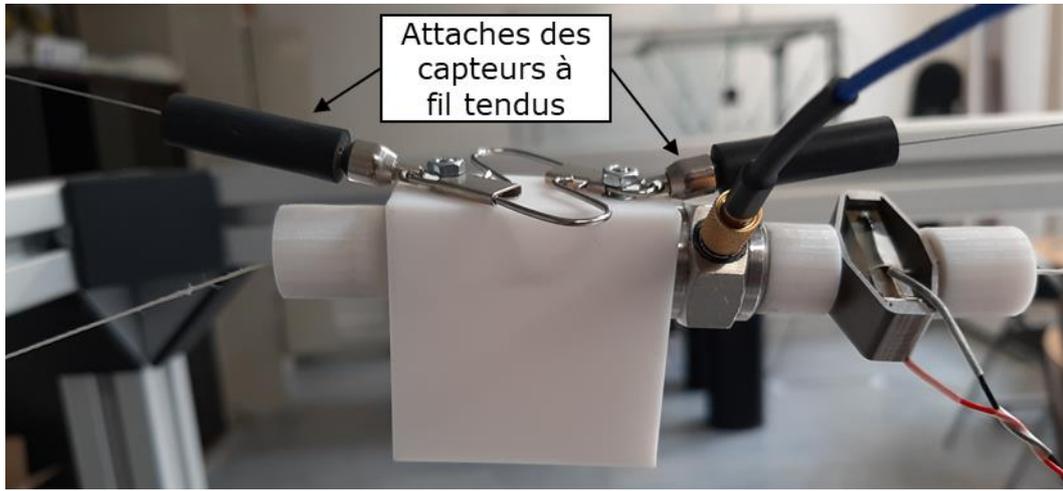


Figure 3.12 : Tendon actif intégré sur le prototype de RP2C

3.1.4. Résultats et conclusion

Afin de tester l'effet du tendon actif sur les vibrations du RP2C, l'expérience présentée en 2.4.3 est reproduite. L'effecteur a pour trajectoire des allers-retours entre $x = -0.3$ m et $x = 0.3$ m en 2 secondes avec la fonction *step5*, présentée avec l'équation (2.25). Un contrôleur PID seul est utilisé pour suivre la trajectoire. Trois essais sont effectués, avec des gains de contrôle valant $g \in \{0, 20, 100\}$. L'évolution de la position x de l'effecteur est tracée en Figure 3.13. Elle n'est pas affectée par l'utilisation du contrôle et aucune vibration n'est visible avec les capteurs à fil tendu.

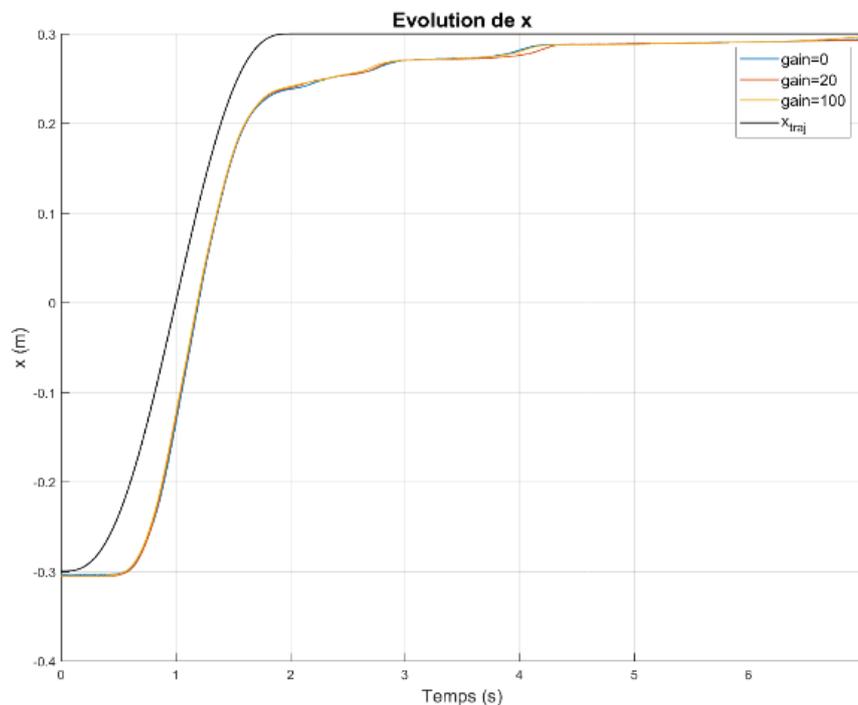


Figure 3.13 : Evolution de la position x de l'effecteur pour différents gains

L'évolution de la position z de l'effecteur est tracée sur la Figure 3.14. Des vibrations causées par l'inertie de l'effecteur et son déplacement sont observables à une fréquence d'environ 2.8 Hz. Cette fréquence est plus faible que dans les essais de la section 2.4.3, où elle vaut environ 3.7 Hz, à cause de l'ajout de masse sur l'effecteur avec le tendon actif. Le contrôle actif diminue l'amplitude des oscillations verticales et semble donc avoir un effet de réduction des vibrations.

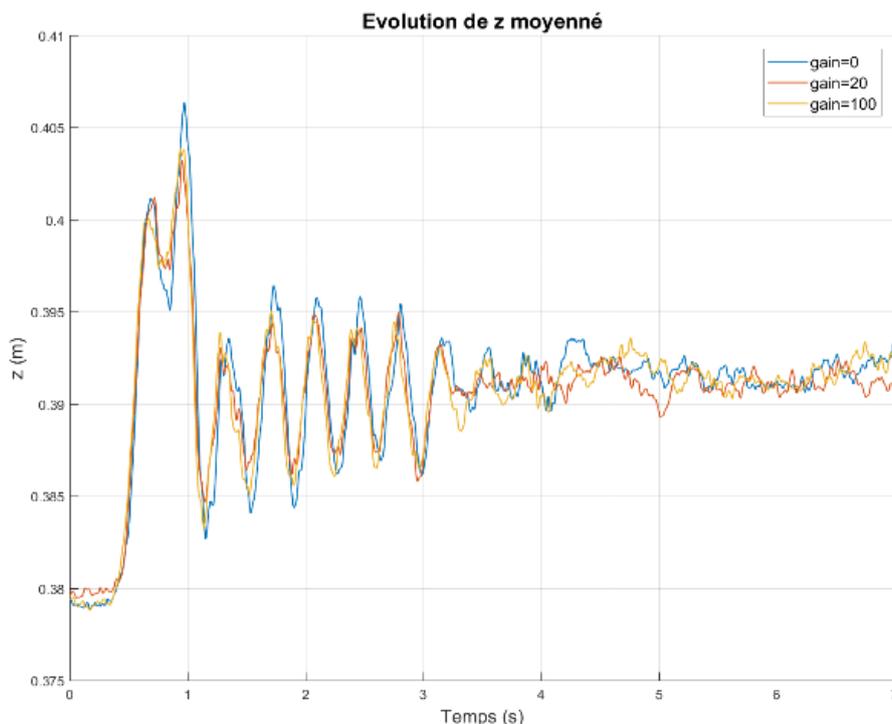


Figure 3.14 : Evolution de la position z de l'effecteur pour différents gains

Cet effet est aussi observable sur la Figure 3.15 qui présente la mesure du capteur de force F_s mais sur des vibrations à plus haute fréquence. La densité spectrale de puissance de la force F_s tracée sur la Figure 3.16 montre que le tendon actif a un effet sur les vibrations du câble à 34 Hz, avec une diminution de 3.9 dB. L'ordre de grandeur de cette fréquence peut être retrouvée avec les matrices de masse et de raideur d'un RP4C utilisées classiquement (S. Behzadipour et Khajepour 2006) qui seront présentées dans la section suivante 3.2.1. Suivant où sont placés les points d'accroche sur l'effecteur, ces matrices permettent de calculer un mode entre 25 et 35 Hz avec une participation principale de rotation dans le plan $(0; x; z)$ et avec une participation secondaire en z . L'effet des capteurs à fil tendu n'a pas été étudié dans les modèles de la section 3.1.1 et le mode à 34 Hz montre qu'un ajout de câbles peut modifier le comportement vibratoire du système.

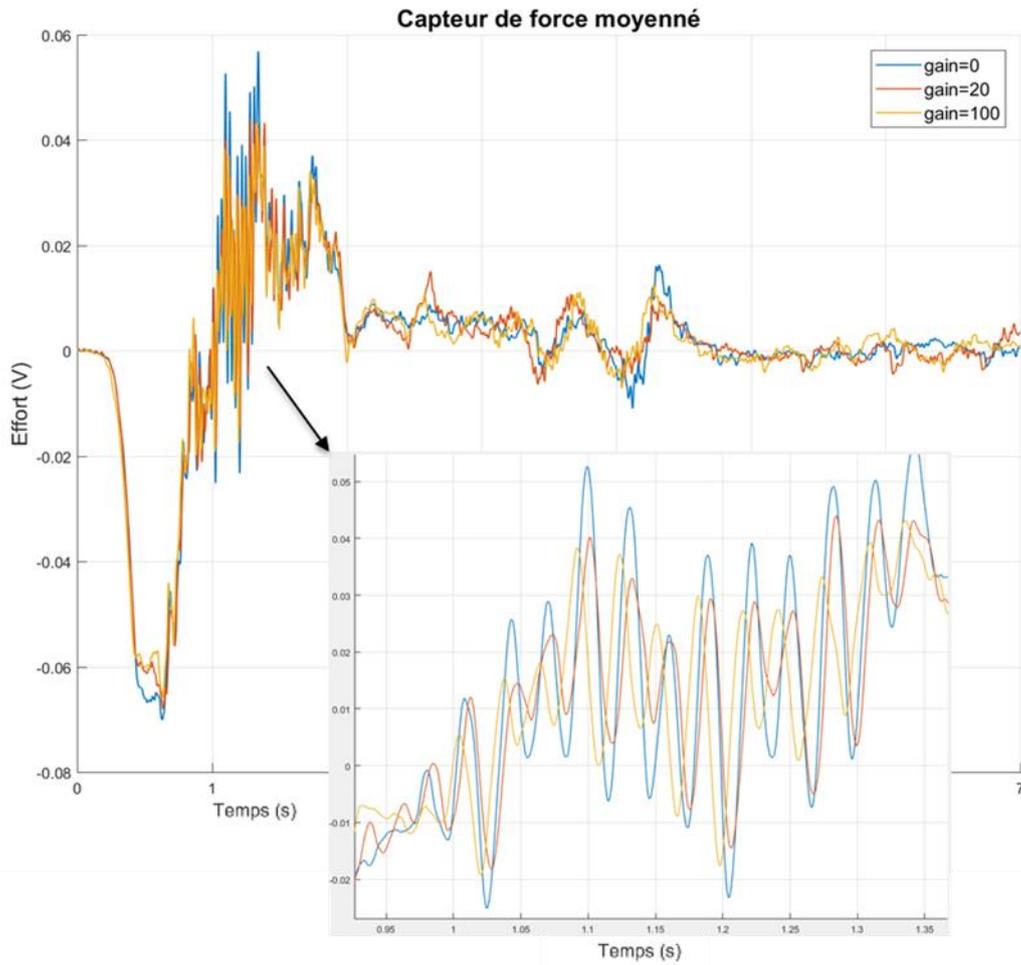


Figure 3.15 : Mesure de la tension par le capteur de force

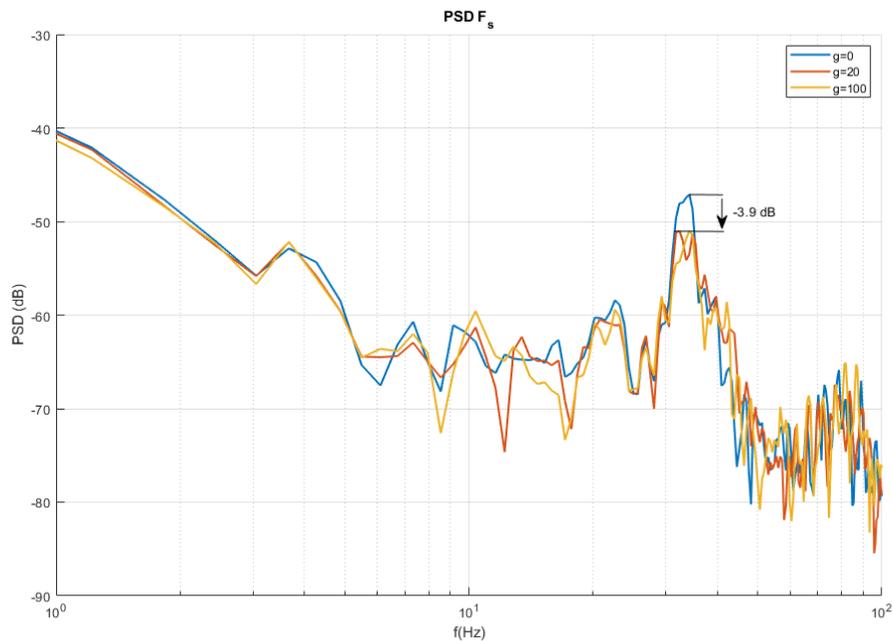


Figure 3.16 : Densité spectrale de puissance de la force F_s mesurée par le capteur

Le conditionneur du capteur de force joue le rôle de filtre passe-haut, la composante constante n'est donc pas visible. Dans ce cas, les grands déplacements de l'effecteur entraînent des grandes variations de force et la composante liée à l'accélération est très présente. En conséquence, le signal envoyé à l'actionneur piézoélectrique tracé sur la Figure 3.17 tente surtout de contrer le déplacement. La participation modale à 34 Hz est faible sur le signal de l'actionneur. Si le gain est augmenté, le signal de l'actionneur sature à ses valeurs minimales et maximales, ce qui limite les performances du tendon actif. Les performances du contrôle actif sont donc bien inférieures à celles prévues par la simulation. D'autres lois de contrôle seront donc présentées dans le paragraphe 3.2.2.1 pour améliorer les performances.

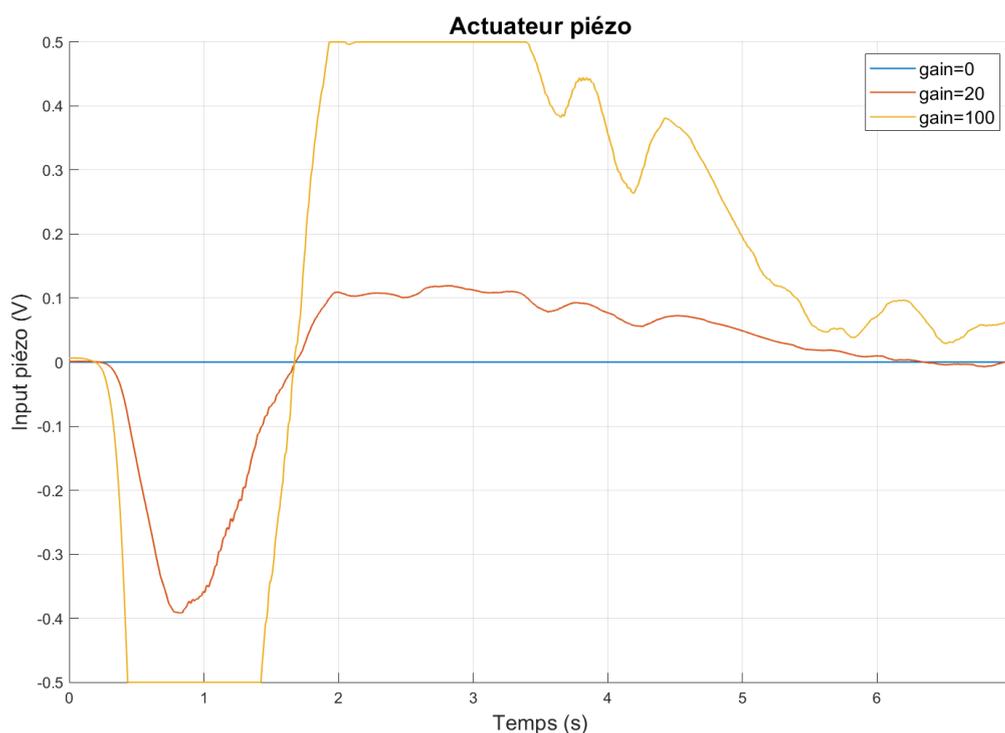


Figure 3.17 : Tension électrique envoyée dans l'actionneur

En conclusion, les modèles introduits dans la section 3.1.1 ont permis d'étudier les performances d'un tendon actif sur un RP2C, de prévoir une réduction des vibrations axiales et verticales et de prévoir que l'autorité du tendon actif à gain constant était différente selon le degré de liberté observé. Les vibrations axiales du câble ne sont pas visibles avec les capteurs utilisés et celles verticales à basse fréquence sont bien visibles avec les capteurs à fil tendu et sont diminuées avec le contrôle. La tension dans le câble mesurée par le capteur de force présente des vibrations qui ne sont pas visibles avec les capteurs à fil tendu mais qui sont également réduites avec le contrôle actif. Ces vibrations à 34 Hz ne sont pas prédites par le modèle de RP2C présenté dans ce chapitre, car il ne prend pas en compte l'influence des capteurs à fil tendu. Les performances sont donc dépendantes du nombre de câbles du robot et le modèle introduit ne permet pas

de prédire complètement les performances du contrôle actif sur le prototype. La loi de contrôle n'est pas adaptée à l'application considérée, car la composante vibratoire est faible dans le signal de l'actionneur et une augmentation du gain entraîne une saturation du signal, cependant, le tendon actif permet tout de même de réduire les niveaux de vibration des modes à 2.7 Hz et à 34 Hz.

Intégrer le contrôle actif sur le prototype de RP2C a servi de support pour mieux comprendre les phénomènes et pour observer les différences d'autorité. Le contrôle du RP2C n'a pas été approfondi pendant cette thèse, il a été décidé de se concentrer directement sur un contrôle vibratoire d'un RP8C. En effet, les dynamiques sont très différentes selon les degrés de liberté et les vibrations du RP2C ne sont pas représentatives du comportement d'un RP8C. De plus, un RP8C possède 6 modes dont les fréquences dépendent de la position de l'effecteur et l'autorité d'un tendon actif ne sera pas la même selon le nombre de câbles du robot et de leur configuration. Deux leviers pourraient permettre d'améliorer les résultats obtenus lors de ces essais sur le RP2C : l'augmentation de la raideur et de la tension des câbles, ainsi que l'optimisation de la loi de contrôle utilisée.

3.2. Etude linéaire du contrôle actif sur un RP8C

Ce chapitre porte sur l'étude linéaire d'un RP8C équipé de systèmes actifs indépendants afin de contrôler les vibrations. Les équations du robot sont linéarisées pour des petits déplacements autour du point central $(0; 0; 0)$. Les systèmes actifs utilisés sont, comme dans le chapitre précédent, des tendons actifs qui peuvent être installés ou non sur chacun des câbles. Un tendon actif est composé d'un capteur de force piézoélectrique mesurant la tension F_{si} dans le $i^{\text{ème}}$ câble et d'un actionneur piézoélectrique délivrant une force F_{ai} . Il est situé entre le câble et son point d'ancrage sur l'effecteur, comme représenté sur la Figure 3.18.

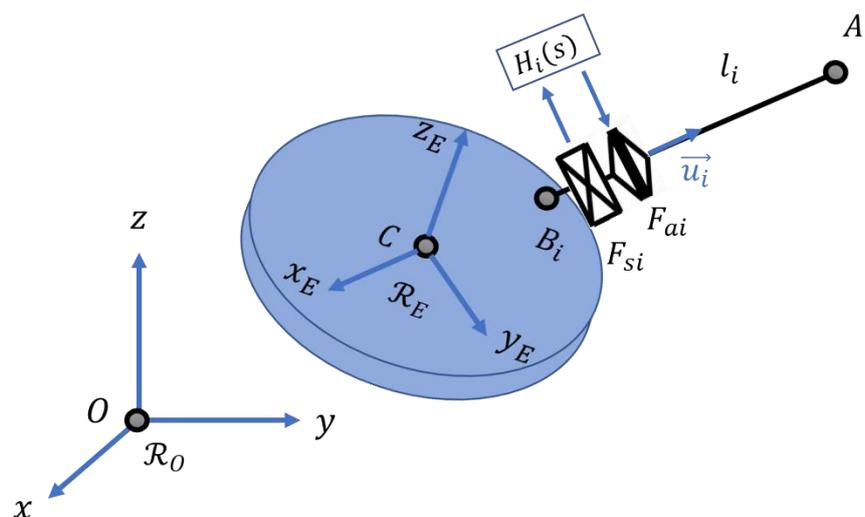


Figure 3.18 : Schéma d'un RPC avec un tendon actif

3.2.1. Modélisation

Cette section se concentre sur la modélisation d'un RP8C pour une étude linéaire, qui est basée sur les matrices \mathbf{M} et \mathbf{J}_u introduites dans le paragraphe 2.1.2.2. L'hypothèse des petites perturbations permet de supposer que ces matrices sont constantes et seront donc calculées autour d'une position centrale et sans rotations par rapport au repère \mathcal{R}_0 . Dans le domaine de Laplace, les déplacements \vec{X} de l'effecteur sont calculés avec les tensions des câbles \vec{T} et la force de perturbation notée \vec{F} grâce à l'équation (2.17) :

$$\mathbf{M}s^2\vec{X}(s) = \mathbf{J}_u\vec{T}(s) + \vec{F}(s) \quad (3.17)$$

Pour rappel, la matrice Jacobienne \mathbf{J}_u décrit la propagation de la tension des câbles en termes de forces et moments sur la plateforme :

$$\mathbf{J}_u = \begin{bmatrix} \vec{u}_1^0 & \dots & \vec{u}_m^0 \\ \overline{CB_1^0} \wedge \vec{u}_1^0 & \dots & \overline{CB_m^0} \wedge \vec{u}_m^0 \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

$\overline{CB_i^0}$ est le vecteur entre le centre de l'effecteur C et les points d'ancrage B_i , \vec{u}_i^0 est le vecteur d'orientation du $i^{\text{ème}}$ câble, soit $\vec{u}_i^0 = \frac{\overline{B_iA_i^0}}{\|\overline{B_iA_i^0}\|}$. La matrice de masse de l'effecteur est obtenue avec l'équation (2.16) et s'écrit de la manière suivante :

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_e \mathbf{I}_3 & \mathbf{O}_3 \\ \mathbf{O}_3 & \mathbf{R}_{OE} \mathbf{I}_e^E \mathbf{R}_{OE}^T \end{bmatrix}, \text{ avec } \mathbf{I}_e^E = \frac{1}{4} m_e r_e^2 \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2 \end{bmatrix}.$$

Pour des câbles en acier, le rapport des raideurs k_a/k_1 introduit en 3.1.1 vaut 82 donc l'effet d'un actionneur piézoélectrique est calculé avec l'approche simplifiée présentée dans le paragraphe 3.1.1.2. Le tendon actif introduit donc un déplacement Δ_i qui change la tension T_i du $i^{\text{ème}}$ câble actif selon l'équation ci-dessous :

$$\vec{T}_i(s) = [\mathbf{k}_i] \left(-\mathbf{J}_u^T \vec{X}(s) + \vec{\Delta}_i(s) \right) \quad (3.19)$$

La matrice diagonale $[\mathbf{k}_i]$ contient les raideurs des câbles, elles sont calculées avec l'équation $k_i = E_{\text{câble}} * a_{\text{câble}} / l_i$ avec $E_{\text{câble}}$ représentant le module d'élasticité du câble, $a_{\text{câble}}$ son diamètre et l_i sa longueur. Au centre de l'espace de travail, les raideurs valent environ $k_i \simeq 2.0 * 10^4$ N/m. Le premier terme à l'intérieur des parenthèses de l'équation (3.19) correspond à l'extension du câble générée lors du déplacement de l'effecteur et à ce terme s'ajoute le déplacement $\vec{\Delta}_i$ introduit par l'actionneur. Sans contrôle ($\vec{\Delta}_i = 0$), les équations (3.17) et (3.19) permettent d'obtenir l'équation vibratoire classique d'un RPC (S. Behzadipour et Khajepour 2006) :

$$\mathbf{M}s^2\vec{X}(s) + \mathbf{J}_u[\mathbf{k}_i]\mathbf{J}_u^T\vec{X}(s) = \vec{F}(s) \quad (3.20)$$

Les déplacements introduits par les actionneurs dépendent du signal de contrôle F_{ai} , de la constante multiplicative de l'amplificateur C_a et de la raideur des actionneurs k_a :

$$\Delta_i(s) = C_a \frac{F_{ai}(s)}{k_a} \quad (3.21)$$

Les actionneurs permettent un déplacement maximal de 60 μm pour une plage de 160 V, soit $k_a = \frac{160}{60 \cdot 10^{-6}} \simeq 2.6 \cdot 10^6$ V/m. Le signal de contrôle F_{ai} est directement calculé à partir de la loi de contrôle choisie H_i^k (i désigne le $i^{\text{ème}}$ câble et k désigne la loi de contrôle choisie) et de la tension électrique F_{si} mesurée par le capteur de force :

$$F_{ai}(s) = H_i^k(s) * F_{si}(s) \quad (3.22)$$

Le conditionneur du capteur de force piézoélectrique agit comme un filtre passe haut du premier ordre par perte de charge à une pulsation $\omega_c = 2\pi$ rad/s :

$$F_{si}(s) = \frac{s}{s + \omega_c} T_i(s) \quad (3.23)$$

L'équation suivante est alors obtenue :

$$\Delta_i(s) = \frac{C_a}{k_a} H_i^k(s) \frac{s}{s + \omega_c} T_i(s) \quad (3.24)$$

Pour tous les contrôleurs, la loi de contrôle est écrite comme $H_i^k(s) = \frac{N_i^k(s)}{D_i^k(s)}$ avec N_i^k étant le numérateur et D_i^k le dénominateur. Insérer l'équation (3.24) dans l'équation (3.19) permet d'obtenir :

$$\vec{T}_i(s) = -[\mathbf{k}_i] \left(\mathbf{J}_u^T \vec{X}(s) - \frac{C_a}{k_a} \left[\frac{s N_i^k(s)}{(s + \omega_c) D_i^k(s)} \right] \vec{T}_i(s) \right) \quad (3.25)$$

L'équation (3.25) est simplifiée en notant :

$$A_i^k(s) = \frac{k_a D_i^k(s)(s + \omega_c)}{C_a k_i N_i^k(s)s - k_a D_i^k(s)(s + \omega_c)} \quad (3.26)$$

\vec{T}_i peut alors s'écrire de la manière suivante :

$$\vec{T}_i(s) = [\mathbf{k}_i * A_i^k(s)] * \mathbf{J}_u^T \vec{X}(s) \quad (3.27)$$

L'équation suivante est obtenue grâce à l'équation dynamique (3.17) :

$$s^2 \mathbf{M} \vec{X}(s) + \mathbf{J}_u [\mathbf{k}_i * A_i^k(s)] \mathbf{J}_u^T \vec{X}(s) = \vec{F}(s) \quad (3.28)$$

Cette équation sera utilisée dans les sections suivantes pour étudier le comportement du RP8C équipé de tendons actifs.

3.2.2. Contrôle actif et discussion analytique

Dans cette section sont présentées les lois de contrôle utilisées pour la suite et deux méthodes sont introduites pour étudier la performance du contrôle actif sur une perturbation extérieure. Ces méthodes permettent de tracer les lieux des pôles du système et ses réponses fréquentielles pour un comportement linéaire.

Pour cette section et la suivante, les valeurs des paramètres utilisés sont résumées dans le Tableau 5. Les positions des points de sortie des poulies \vec{A}_i et des points d'attache de l'effecteur \vec{CB}_i^E sont les mêmes que celles du Tableau 3.

Paramètres	Descriptions	Valeurs	Unités
m_1	Masse de l'effecteur	0.782	kg
k_a	Raideur des actionneurs piézoélectriques	2.6e06	V/m
C_a	Constante multiplicative de l'amplificateur	20	\emptyset
h_e	Hauteur de l'effecteur	0.005	m
r_e	Rayon de l'effecteur	0.055	m
$E_{c\grave{a}ble}$	Module d'élasticité du câble	6.9e10	Pa
$a_{c\grave{a}ble}$	Diamètre du câble	2.3e-07	m ²
ω_{cond}	Pulsation du conditionneur	2π	rad/s

Tableau 5 : Paramètres du RP8C

3.2.2.1. Lois de contrôle

Dans ce paragraphe, trois lois de contrôle sont présentées. Chacune des lois est basée sur l'IFF : $H_i^0(s) = \frac{g_i^0}{s}$, avec i désignant le $i^{\text{ème}}$ câble. Le contrôle est décentralisé et des gains différents pour chaque tendon actif peuvent donc être utilisés.

Il a été remarqué en 3.1.4 qu'ajouter un filtre passe bas du premier ordre à l'IFF ne suffisait pas, à cause des grandes variations de tension dans les câbles lors des déplacements. Le gain ne peut pas être trop augmenté sinon le signal envoyé à l'actionneur piézoélectrique dépasse ses limites et l'autorité du système actif est limitée. Pour parer à ce problème, un filtre passe-haut du premier ordre est ajouté. Les filtres passe-haut et passe-bas sont définis par leur fréquence de

coupure respective ω_{PH} et ω_{PB} . La première loi de contrôle nommée **IFF filtré** est donc :

$$H_i^1(s) = -g_i^1 \frac{\omega_{PB}}{(s + \omega_{PB})(s + \omega_{PH})} \quad (3.29)$$

Cependant, pour l'IFF filtré, la stabilité n'est plus inconditionnelle (B. de Marneffe 2007; A. Preumont 2018). Un autre contrôleur sera donc étudié, nommé **$\alpha\beta$ -IFF**, introduit par S. Chesné dans (S. Chesné, Milhomem, et Collette 2016). Il garantit la stabilité du système pour α et β deux réels positifs à régler :

$$H_i^2(s) = -g_i^2 \frac{s + \alpha}{(s + \beta)^2} \quad (3.30)$$

Pour $|s| > \alpha$, le contrôleur est essentiellement un intégrateur, comme pour l'IFF classique et pour $|s| < \alpha$, le contrôleur est un double intégrateur, qui tend à annuler la force appliquée par l'effecteur, ou à modifier la raideur équivalente du système, car la force mesurée est partiellement proportionnelle à l'accélération (F. Lacaze et al. 2020). Pour gagner en performance à basse fréquence, S. Chesné propose d'ajouter un double pôle réel en $s = -\beta$. Ce double pôle joue le rôle d'un double filtre, ce qui permet à cette loi de contrôle de ne pas nécessiter de filtre supplémentaire.

De plus, une modification de l'IFF a été proposée dans (F. Lacaze et al. 2020) pour améliorer l'amortissement des modes en ajoutant un retour négatif proportionnel à la force mesurée. En effet, ajouter une portion de la force mesurée par le capteur au déplacement de l'actionneur revient à diminuer le rapport des raideurs de l'actionneur et du câble, ce qui d'après la Figure 3.5, augmente l'autorité du tendon actif. Seule la première loi de contrôle est modifiée pour obtenir une nouvelle loi de contrôle nommée "**Proportional and Integral Force Feedback**" (**PIFF**) donnée par :

$$H_i^3(s) = -g_i^1 \frac{\omega_{PB}}{(s + \omega_{PB})(s + \omega_{PH})} + p_i \quad (3.31)$$

En théorie, ce contrôleur est stable pour $p < 1$, mais en pratique les marges de gain et de phase sont proches de zéro pour une valeur de p proche de 1 (F. Lacaze et al. 2020). Pour assurer la faisabilité du contrôle actif, il est possible de fixer des valeurs limites pour ces marges qui limitent donc la valeur de p qui peut être utilisée.

3.2.2.2. Cas particulier : 8 câbles actifs

Dans ce paragraphe, tous les câbles sont équipés de tendons actifs et les mêmes gain $g_i = g/k_i$ (et $p_i = p/k_i$ pour le PIFF) sont utilisés pour toutes les lois de contrôle. Le terme D_i^k/k_i est donc le même pour tout i et la matrice A_i^k est alors une fonction scalaire de s et peut être permutée avec les autres termes de l'équation (3.28), qui devient alors :

$$s^2 \mathbf{M} \vec{X}(s) + A^k(s) \mathbf{J}_u[\mathbf{k}_i] \mathbf{J}_u^T \vec{X}(s) = \vec{F}(s) \quad (3.32)$$

Ensuite, le système est projeté dans l'espace modal et les matrices \mathbf{M} et $\mathbf{J}_u[\mathbf{k}_i] \mathbf{J}_u^T$ sont diagonalisées avec la matrice Φ . En notant $[\omega_i^2] = (\Phi^T \mathbf{M} \Phi)^{-1} \Phi^T \mathbf{J}_u[\mathbf{k}_i] \mathbf{J}_u^T \Phi$, l'équation précédente devient :

$$(s^2 + A^k(s) [\omega_i^2]) \Phi^{-1} \vec{X}(s) = \Phi^{-1} \mathbf{M}^{-1} \vec{F}(s) \quad (3.33)$$

Les fréquences des modes du RP8C ainsi obtenues sont 24.1 Hz, 31.5 Hz, 40.0 Hz, 41.2 Hz, 43.5 Hz et 65.1 Hz. Les équations peuvent ensuite être découplées en notant $\tilde{X}_i(s)$ les termes du vecteur $\Phi^{-1} \vec{X}(s)$ et $\tilde{F}_i(s)$ ceux du vecteur $\Phi^{-1} \mathbf{M}^{-1} \vec{F}(s)$:

$$(s^2 + \omega_i^2 A^k(s)) \tilde{X}_i(s) = \tilde{F}_i(s) \quad (3.34)$$

L'équation caractéristique de $\frac{\tilde{X}_i(s)}{\tilde{F}_i(s)}$ est alors :

$$\left(C_a N_i^k(s) s - k_a \frac{D_i^k(s)}{k_i} (s + \omega_c) \right) s^2 + \omega_i^2 k_a \frac{D_i^k(s)}{k_i} (s + \omega_c) = 0 \quad (3.35)$$

L'équation caractéristique (3.35) permet de tracer pour chacun des modes le lieu des pôles représenté sur la Figure 3.19. Les paramètres des contrôleurs utilisés sont indiqués dans le Tableau 6. Pour les trois contrôleurs, des gains similaires sont nécessaires pour atteindre l'amortissement maximal, comme le montrent les marqueurs carrés pour $g = 5.43 * 10^7$, même si la valeur maximale d'amortissement n'est pas atteinte pour tous les modes avec ce gain. En considérant l'amortissement maximal atteignable, l' $\alpha\beta$ -IFF présente un amortissement plus faible que l'IFF filtré, tandis que le PIFF est légèrement meilleur que l'IFF filtré. Augmenter le gain p augmente aussi l'amortissement pour tous les modes mais diminue les marges de gain et de phase. Pour chacun des modes et pour les trois lois de contrôle, l'amortissement augmente avec le gain pour atteindre un maximum puis diminuer jusqu'à devenir instable. La configuration avec 8 câbles actifs n'est alors pas forcément souhaitable pour des raisons de stabilité, d'encombrement et de coût. La section suivante s'intéresse à l'étude du RP8C pour d'autres configurations de câbles actifs.

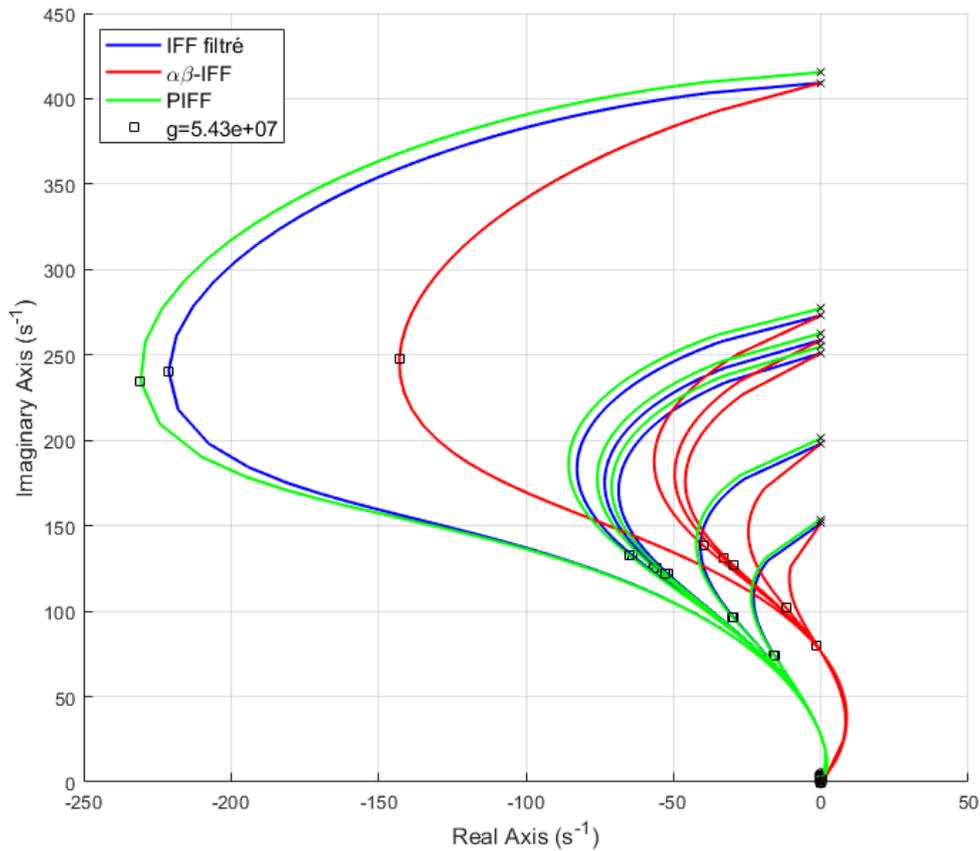


Figure 3.19 : Lieu des pôles pour 8 câbles actifs

Paramètres	Descriptions	Valeurs
ω_{PB}	Pulsation du filtre passe-bas	$2\pi 300$ (rad/s)
ω_{PH}	Pulsation du filtre passe-haut	$2\pi 20$ (rad/s)
α	Paramètre α de l' $\alpha\beta$ -IFF	10
β	Paramètre β de l' $\alpha\beta$ -IFF	80
p	Gain proportionnel du PIFF	0.2

Tableau 6 : Paramètres des lois de contrôle

3.2.2.3. Autres configurations

Si les lois de contrôle sont différentes selon les tendons actifs, les équations ne peuvent pas être découplées facilement. C'est par exemple le cas si tous les câbles ne sont pas équipés d'un tendon actif ou si les gains des lois de contrôle sont différents. Pour ces configurations de câbles actifs le système est multi-entrées et multi-sorties (*Multiple-Input Multiple-Output* ou *MIMO* en anglais) et peut s'avérer complexe à découpler.

Dans ce paragraphe est présentée une méthode introduite dans (F. Lacaze, Chesné, et Rémond 2020) qui permet de résoudre ce problème. En notant la matrice $\mathbf{R}(s) = s^2 \mathbf{M} + \mathbf{J}_u [\mathbf{k}_i * \mathbf{A}_i(s)] \mathbf{J}_u^T$, l'équation (3.28) s'écrit :

$$\vec{X}(s) = \mathbf{R}^{-1}(s) \vec{F}(s) \quad (3.36)$$

Pour tracer les lieux des pôles du système, il suffit alors de résoudre l'équation $1/\mathbf{R}_{ij}^{-1}(s) = 0$.

Ce paragraphe se focalise sur la configuration avec des tendons actifs installés sur les câbles 1 et 7, qui est la première configuration installée en expérimentations sur le prototype de RP8C. Pour simplifier, les gains sur les deux tendons actifs sont égaux et seule la variation du gain $g = g_1^k = g_7^k$ est étudiée. Le lieu des pôles du RP8C est tracé sur la Figure 3.20 pour chaque loi de contrôle avec les paramètres du Tableau 6. Seuls les six pôles avec une partie imaginaire strictement positive sont affichés. Les six modes obtenus dans le paragraphe précédent sont retrouvés.

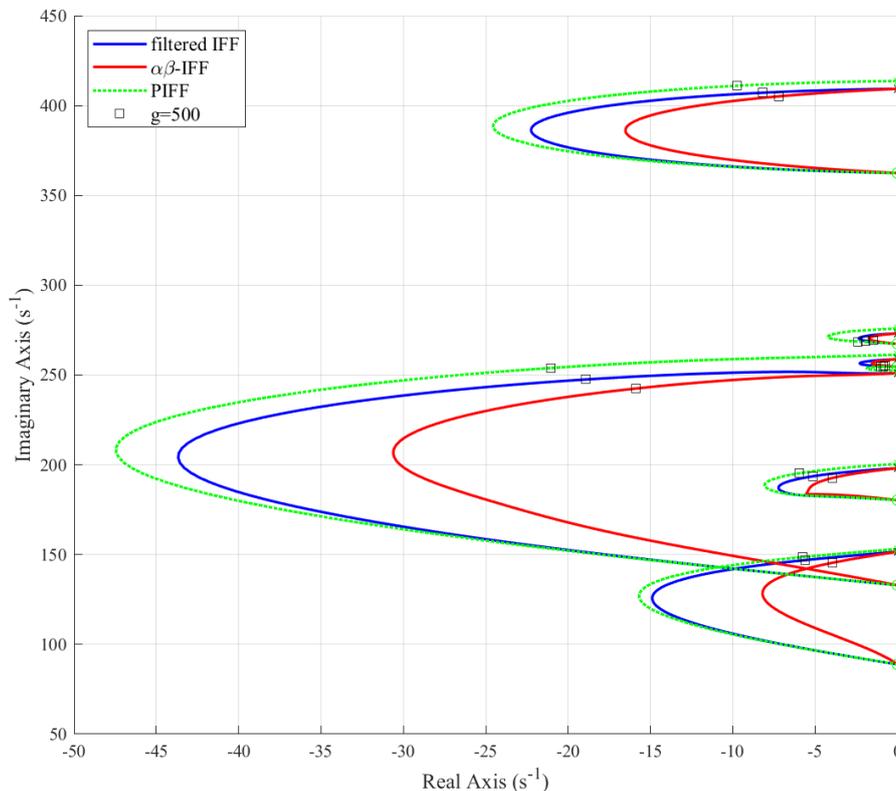


Figure 3.20 : Lieu des pôles pour l'IFF filtré (bleu), pour l' $\alpha\beta$ -IFF (rouge) et pour le PIFF (vert)

Avec cette configuration de câbles actifs, le système est stable pour les trois contrôleurs et pour tout gain positif. Le lieu des pôles montre que l'amortissement est plus grand avec l'IFF filtré qu'avec l' $\alpha\beta$ -IFF sur tous les

modes. L'ajout du terme proportionnel à l'IFF filtré améliore l'amortissement pour tous les modes, comme dans le paragraphe précédent. Si cette même modification est appliquée au contrôleur $\alpha\beta$ -IFF, l'amortissement est alors aussi augmenté pour tous les modes.

Utiliser deux tendons actifs permet d'augmenter l'amortissement sur les six modes, mais l'autorité et le taux d'amortissement varient selon les modes. Les carrés sur la Figure 3.20 correspondent à un gain $g = 500$. Leurs positions différentes dans les boucles montrent que la contrôlabilité des modes est différente pour un gain donné. Autrement dit, il n'est pas possible d'avoir un amortissement maximal simultanément sur tous les modes. De plus, changer la configuration de câbles actifs modifie les performances selon les modes. Il peut être noté qu'avec des tendons actifs sur les câbles 1 et 7, le mode le plus simple à amortir est le troisième mode, à 40 Hz. Ce résultat varie selon la configuration de câbles actifs choisie. Par exemple, avec des tendons actifs sur les câbles 3 et 6, le lieu des pôles de la Figure 3.21 montre que le mode le plus amorti est le second mode.

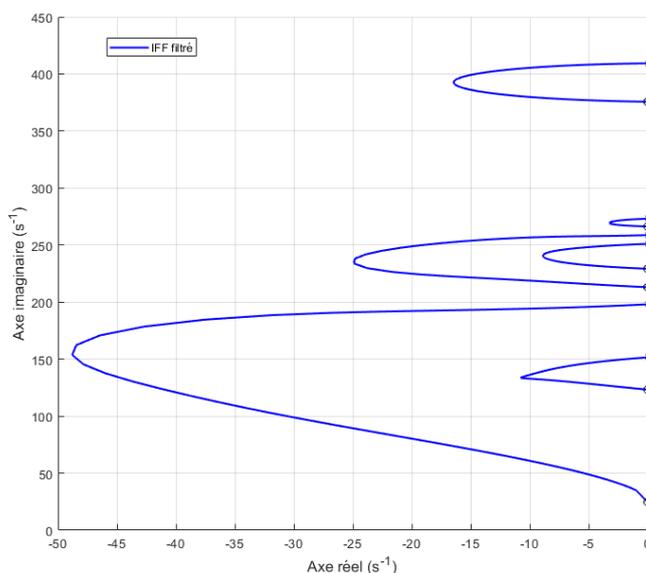


Figure 3.21 : Lieu des pôles pour l'IFF filtré avec les câbles 3 et 6 actifs

Il est aussi possible de tracer les réponses fréquentielles de X_i/F_j grâce à la matrice \mathbf{R} . En effet, l'équation (3.36) donne $\left| \frac{X_i}{F_j}(s) \right| = |\mathbf{R}^{-1}(s)_{i,j}|$. La Figure 3.22 représente la réponse fréquentielle de $|X_i/F_1|$ sans contrôle. Cette courbe correspond à une excitation selon le premier degré de liberté $X_1 = x$ et il est possible de tracer d'autres réponses pour d'autres sollicitations mais selon un seul degré de liberté. Seuls les modes 3 et 6 sont excités par une sollicitation selon x et ils sollicitent les degrés de liberté 1 et 5.

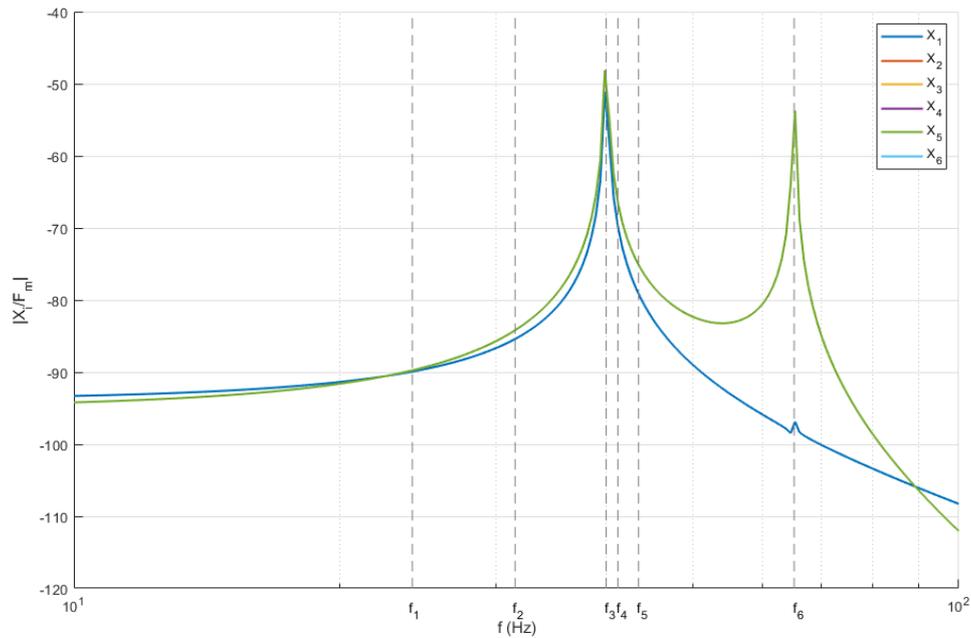


Figure 3.22 : Réponse fréquentielle de $|X_i/F_1|$ sans contrôle

Il est plus réaliste de considérer une excitation par le câble car elle peut solliciter les six degrés de liberté, donc la force d'excitation sur l'effecteur \vec{F} est remplacée par une excitation sur la tension du sixième câble. La sollicitation s'écrit alors $\vec{F}_m = [0,0,0,0,0,F_{m6},0,0]^T$ et l'équation (3.28) devient :

$$s^2 \mathbf{M} \vec{X}(s) + \mathbf{J}_u [\mathbf{k}_i * \mathbf{A}_i^k(s)] \mathbf{J}_u^T \vec{X}(s) = \mathbf{J}_u [\mathbf{A}_i^k(s)] \vec{F}_m(s) \quad (3.37)$$

Avec la matrice \mathbf{R} , cette équation se simplifie en :

$$\vec{X}(s) = \mathbf{R}^{-1}(s) \mathbf{J}_u [\mathbf{A}_i^k(s)] \vec{F}_m(s) \quad (3.38)$$

Pour tracer les réponses fréquentielles de X_i/F_{m6} il suffit d'utiliser la méthode précédente en remplaçant $\mathbf{R}^{-1}(s)_{i,j}$ par le terme d'indice $(i,6)$ de la matrice $\mathbf{R}^{-1}(s) \mathbf{J}_u [\mathbf{A}_i^k(s)]$. La réponse fréquentielle du système non contrôlé tracée sur la Figure 3.23 est alors obtenue pour les 6 degrés de liberté du robot. Tous les modes sont alors sollicités et la figure permet de savoir quels degrés de liberté sont sollicités par quels modes. Par exemple, il est facile de retrouver le résultat précédent : les degrés de liberté 1 et 5 ne sont sollicités que par les modes 3 et 6.

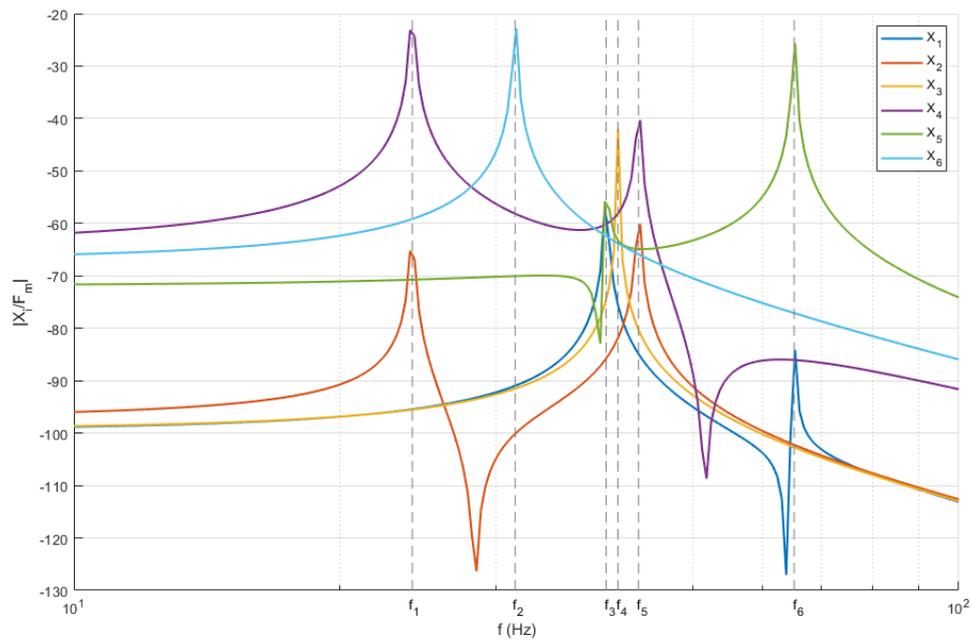


Figure 3.23 : Réponse fréquentielle de $|X_i/F_m|$ sans contrôle

Les réponses fréquentielles de $|X_1/F_m|$ et de $|X_4/F_m|$ sont ensuite tracées pour différents gains de contrôle pour des tendons installés sur les câbles 1 et 7 en Figure 3.24. Le comportement est complexe et diffère selon le degré de liberté et selon la résonance étudiée. Pour $|X_1/F_m|$, le contrôleur diminue les résonances des modes 3 et 6, mais le contrôleur excite les modes 1, 2 et 5. Pour $|X_4/F_m|$, le mode 1 est atténué, le mode 5 est quasiment inchangé et l'actionneur excite le mode 6.

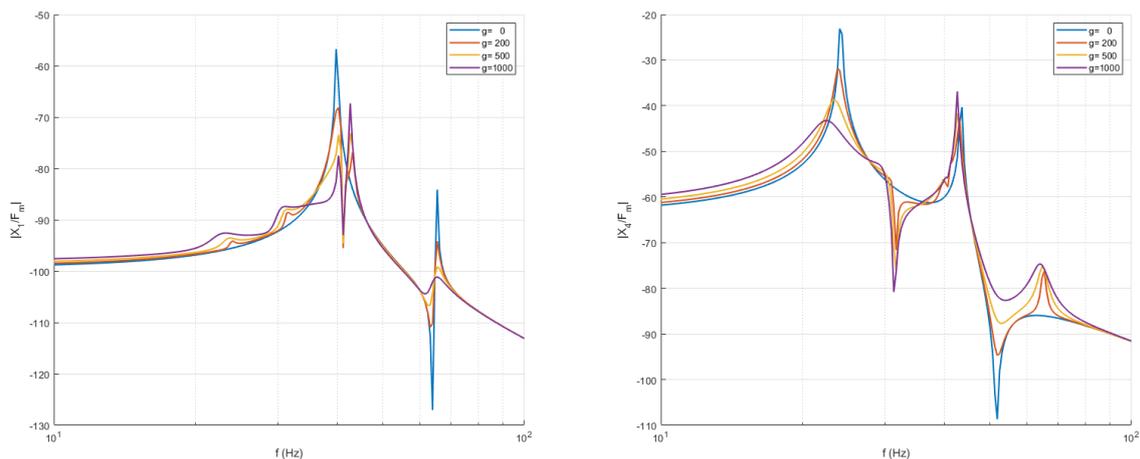


Figure 3.24 : Réponse fréquentielle de $|X_1/F_m|$ et $|X_4/F_m|$ pour différents gains g

En conclusion, la méthode proposée permet de tracer le lieu des pôles du système, d'en étudier l'autorité et la stabilité et de tracer les réponses fréquentielles pour une excitation donnée. Pour régler le gain des tendons actifs,

il faut évidemment fixer un objectif de réduction de vibration sur un mode ou sur une plage de fréquence.

3.2.3. Optimisation de la configuration

Les outils introduits dans la section précédente peuvent permettre de choisir une configuration de câbles actifs. Pour cela, il faut avant tout sélectionner un critère d'optimisation. Les critères d'optimisation les plus classiques sont l'**optimisation H_∞** qui consiste à minimiser le maximum de la réponse fréquentielle et l'**optimisation de l'amortissement**.

Dans le cas d'un RP8C, le contrôle actif a un effet sur plusieurs modes, donc évaluer la performance avec l'amortissement ou avec le maximum de la réponse fréquentielle n'est pas satisfaisant. Un autre critère prenant en compte les six modes sera alors utilisé : la valeur efficace ou **valeur RMS** (en anglais « *root mean square* »). La valeur RMS d'un signal discrétisé y_n s'écrit :

$$y_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N |y_n|^2} \quad (3.39)$$

La valeur RMS de $|X_1/F_m|$ entre 10 et 100 Hz est utilisée pour mesurer la performance en fonction du gain g de l'IFF filtré avec les câbles 1 et 7 actifs, qui est tracée sur la Figure 3.25. Le minimum est atteint pour $g = 620$. Il est important de noter que le minimum est assez peu sensible aux variations de gains. Par exemple, faire une erreur de ± 100 lors de l'optimisation du gain modifie peu la performance du contrôle actif. Ainsi, l'optimisation de la configuration est effectuée à gain constant $g = 620$.

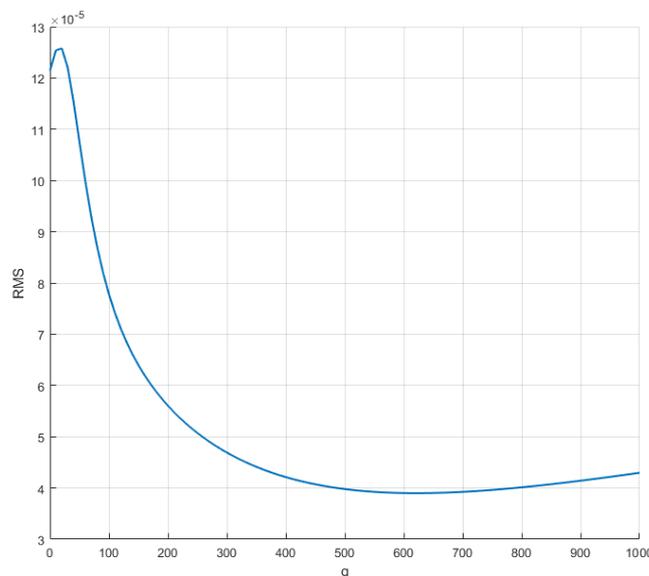


Figure 3.25 : Performance en fonction de g

Pour choisir une configuration de câbles actifs, il suffit de calculer la performance pour toutes les configurations. La Figure 3.26 et la Figure 3.27 présentent les résultats obtenus de deux manières différentes. Sur la Figure 3.26, les configurations sont classées par nombre de câbles actifs et la couleur des ronds indique la valeur RMS. Le tableau de la Figure 3.27 classe les configurations avec la valeur binaire correspondante : les lignes font varier les câbles actifs de 1 à 4 et sur les colonnes les câbles actifs de 5 à 8. Pour faciliter la lecture, le chiffre dans les cases indique le nombre de câbles actifs.

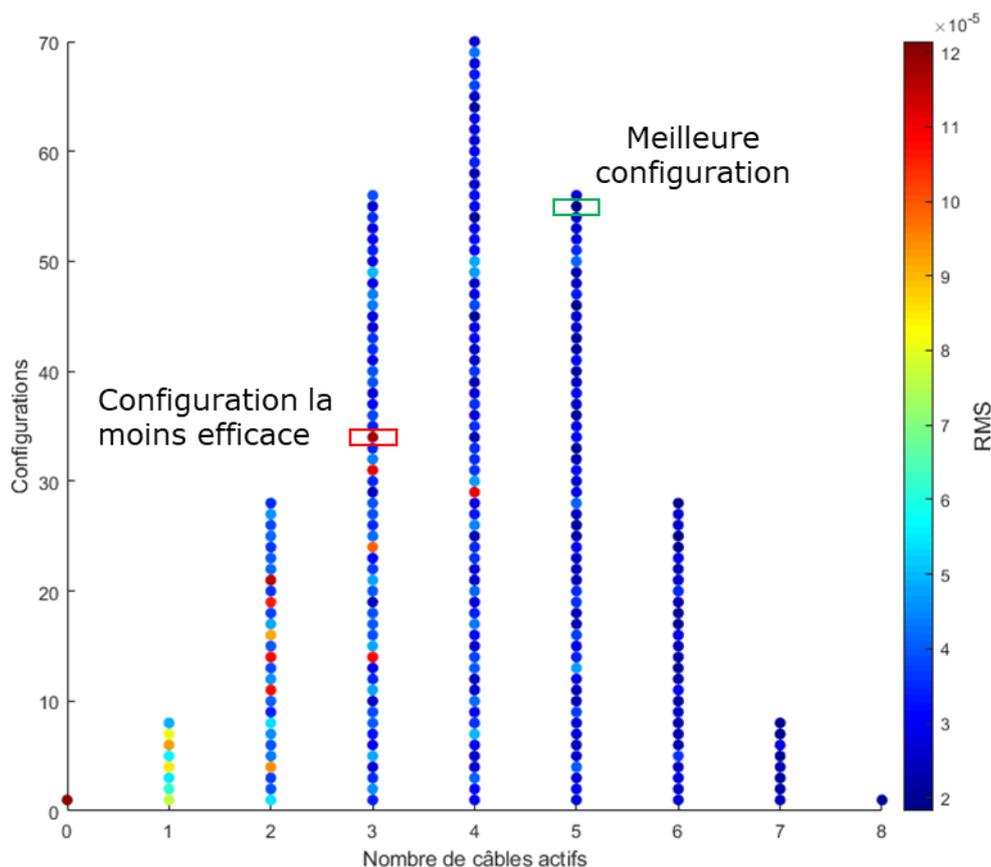


Figure 3.26 : Configurations classées par nombre de câbles actifs

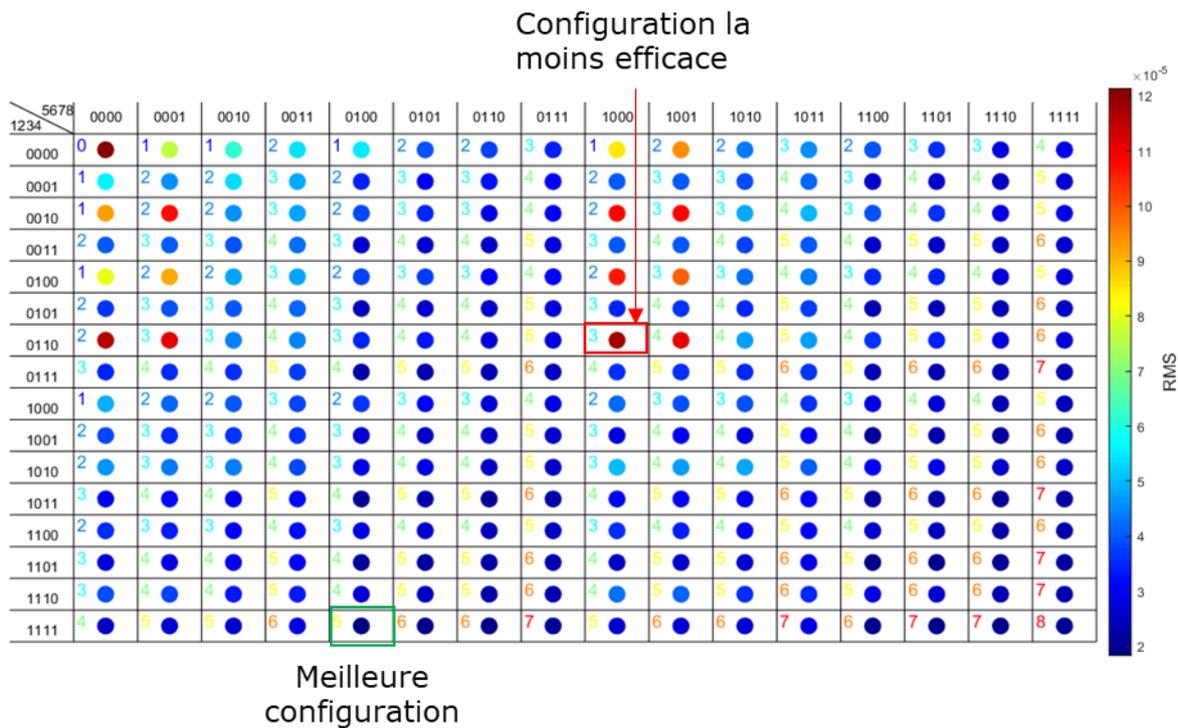


Figure 3.27 : Tableau des configurations

Sans contrôle, la valeur RMS est de 1.2×10^{-4} et dès l'utilisation d'un câble actif, une diminution des vibrations est observée. La meilleure réduction de valeur RMS est obtenue pour 5 câbles actifs et la configuration la moins efficace est celle avec les câbles actifs 2, 3 et 5. A partir de 5 câbles actifs, toutes les configurations permettent de diviser la valeur RMS d'un facteur supérieur à 3. Cependant avec seulement deux câbles actifs, il est possible de diminuer la valeur RMS d'un facteur supérieur à 3, soit une valeur RMS inférieure à 4×10^{-5} . Il est alors choisi de se concentrer sur l'étude des configurations à deux câbles actifs.

La Figure 3.28 représente les valeurs RMS de $|X_1/F_m|$ pour toutes les configurations à deux câbles actifs. Les six combinaisons avec deux câbles actifs parmi les câbles 2, 3, 5 et 8 sont à éviter, la plus faible réduction étant obtenue pour les câbles actifs 2 et 3. La meilleure performance est obtenue pour une configuration de câbles actifs 4 et 6. Changer le câble motorisé ou le degré de liberté observé avec la valeur RMS change naturellement la configuration optimale.

En conclusion, les matrices du RP8C permettent d'étudier la stabilité du système actif, de prévoir l'autorité selon les modes et de mesurer la performance en fonction des configurations de câbles actifs. Il a été montré que deux tendons actifs suffisaient à obtenir de bonnes performances en termes de réduction de vibrations avec le critère de valeur RMS.

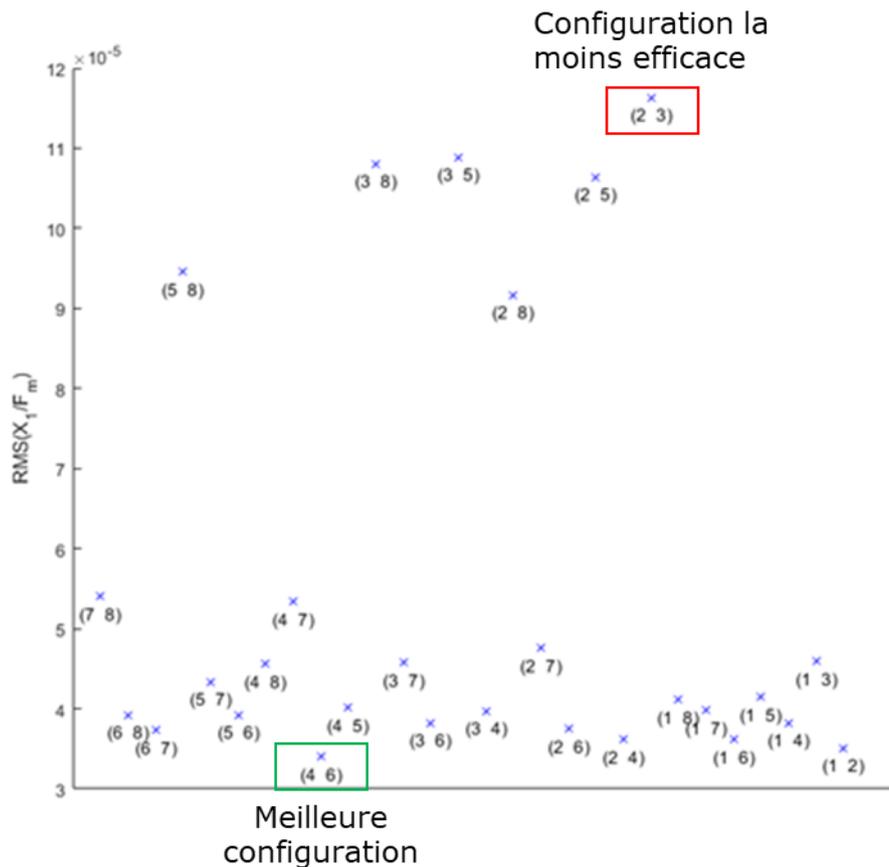


Figure 3.28 : Valeurs RMS de $|X_1/F_m|$ pour les configurations à deux câbles actifs

3.3. Simulations temporelles pour un RP8C avec contrôle actif

Dans le chapitre précédent, une étude numérique linéaire est réalisée sur un RP8C. Ce chapitre se concentre sur des simulations temporelles non linéaires. Pour ses simulations, l'effecteur n'est plus considéré en vibration autour d'un point fixe centré mais ces déplacements sont autorisés. En conséquence, plusieurs éléments sont ajoutés au modèle pour le rendre plus réaliste. Les matrices du robot dépendent désormais de la pose de l'effecteur et les dynamiques des masses servant de précharge aux câbles du dispositif expérimental présenté dans le chapitre 3.4 sont ajoutées. De plus, une limitation des signaux des actionneurs est ajoutée pour prendre en compte les effets de la saturation observée dans la section 3.1.4.

3.3.1. Modèle non linéaire du RP8C

Le modèle décrit dans cette section reprend l'équation (3.17) du modèle introduit dans le chapitre précédent en y ajoutant les éléments listés ci-dessus.

Les matrices \mathbf{M} et \mathbf{J}_u dépendent de la pose \mathbf{X} du RP8C, la matrice de masse s'écrit $\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_e \mathbf{I}_3 & \mathbf{O}_3 \\ \mathbf{O}_3 & \mathbf{R}_{OE}(\mathbf{X}) \mathbf{I}_e^E \mathbf{R}_{OE}^T(\mathbf{X}) \end{bmatrix}$ et la matrice jacobienne $\mathbf{J}_u(\mathbf{X})$ s'écrit comme en (3.18).

La longueur à vide L_{0i} de chaque câble est divisé en deux parties l_{0i} et l_{0mi} au niveau de la poulie, comme sur la Figure 3.29, afin de pouvoir exprimer le transfert de longueur de câble au niveau de la poulie. La rotation de la poulie θ_i décrit le passage du câble au niveau de la poulie :

$$\begin{cases} l_{0i} = l_{0i}(t=0) + r_p \theta_i \\ l_{0mi} = l_{0mi}(t=0) - r_p \theta_i \end{cases} \quad (3.40)$$

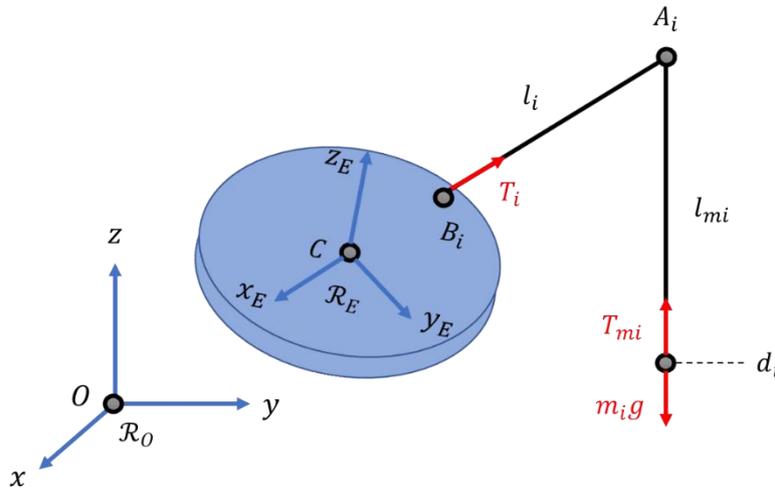


Figure 3.29 : Schéma du RP8C avec la prise en compte de la dynamique des masses de prétension

Les tensions dans les câbles ne sont plus calculées avec l'équation (3.19), elles dépendent aussi de la longueur à vide du câble, ce qui signifie que la raideur des câbles et donc du robot peut changer lors de la simulation :

$$\begin{cases} T_i = \frac{E_{câble} a}{l_{0i}} (l_i - \Delta_i - l_{0i}) \\ T_{mi} = \frac{E_{câble} a}{l_{0mi}} (l_{mi} - d_i - l_{0mi}) + F_{moteur,i} \end{cases} \quad (3.41)$$

Seul le sixième câble est motorisé, donc $\overrightarrow{F}_{moteur,i}$ est nul sauf pour l'indice $i = 6$, qui correspond à l'excitation du robot.

Le RP8C est équipé de deux câbles actifs. L'intégration du contrôle dans le modèle se fait comme dans la section 3.2.1 avec le déplacement Δ_i qui modifie la tension T_i dans l'équation ci-dessus, sauf que les signaux des actionneurs sont bornés par les valeurs $[-80,80]$ V.

Le transfert de longueur de référence des câbles s'effectue au niveau des poulies, avec un coefficient de frottement visqueux c_f :

$$J\ddot{\theta}_i = r_p(T_i - T_{mi}) - c_f\dot{\theta}_i \quad (3.42)$$

Les masses de prétension m_i ajoutent une interaction entre la tension dans les câbles et l'accélération des masses :

$$m_i\ddot{d}_i = -m_i g + T_{mi} \quad (3.43)$$

Le contrôleur choisi pour les simulations est le PIFF présenté par l'équation (3.31). En temporel, la loi de contrôle permet d'écrire le signal d'un actionneur F_{ai} en fonction de ses primitives et de celles du signal mesuré par le capteur F_{si} :

$$F_{ai} = -g_i\omega_{PB,i} \iint F_{si} + p_i \left[F_{si} + (\omega_{PH,i} + \omega_{PB,i}) \int F_{ai} + \omega_{PH,i}\omega_{PB,i} \iint F_{ai} \right] - \left[(\omega_{PH,i} + \omega_{PB,i}) \int F_{ai} + \omega_{PH,i}\omega_{PB,i} \iint F_{ai} \right] \quad (3.44)$$

Au total, le vecteur d'état utilisé dans les simulations possède 52 termes, qui sont les suivants : 6 degrés de liberté X et leurs dérivées \dot{X} , les déplacements des 8 masses d_i ainsi que leurs dérivées \dot{d}_i , les 8 angles de rotation des poulies θ_i et leurs dérivées $\dot{\theta}_i$, les 2 intégrales des signaux des capteur $\int F_{si}$ ainsi que leurs intégrales doubles $\iint F_{si}$ et les 2 intégrales des signaux des actionneurs $\int F_{ai}$ ainsi que leurs intégrales doubles $\iint F_{ai}$.

Une initialisation est réalisée avant le calcul transitoire : la fonction Matlab *vpsolve* est utilisée pour trouver l'équilibre. Cette initialisation est nécessaire pour déterminer la position initiale $[x, y, z]^T$ du robot, ses rotations $[\psi, \theta, \phi]^T$ et les longueurs de référence des câbles en fonction des tensions imposées par les masses au début de la simulation.

3.3.2. Optimisation génétique

Pour mesurer la performance du contrôle actif, la valeur RMS de l'accélération \ddot{X}_1 est de nouveau utilisée dans cette section. La Figure 3.30 représente la valeur RMS de \ddot{X}_1 en fonction des fréquences des filtres passe-bas pour un gain $g_1 = g_7 = 500$ et pour les paramètres listés dans le Tableau 7. La fonction de performance est irrégulière et a une forme complexe en considérant seulement deux paramètres. Il est donc choisi de ne pas utiliser un algorithme d'optimisation basé sur le gradient de la performance, car il trouverait surtout des minimums locaux. De plus, le système est non linéaire et possède beaucoup de paramètres à régler.

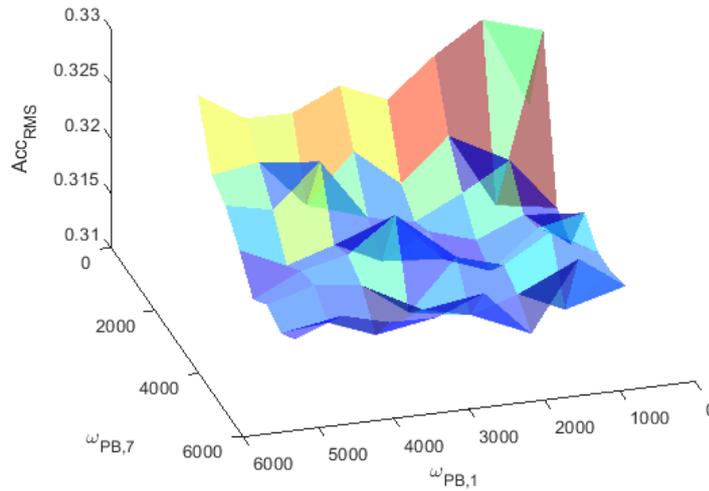


Figure 3.30 : Valeur RMS de l'accélération \ddot{X}_1 en fonction de $\omega_{PB,1}$ et de $\omega_{PB,7}$

Dans cette section, il est choisi de présenter une méthode d'optimisation génétique, qui a l'avantage d'être plus rapide qu'une exploration paramétrique classique. Un **algorithme génétique** est une méthode d'optimisation inspirée du processus de sélection naturelle, qui repose sur quatre principes : évaluation, sélection, croisement et mutation. Un algorithme génétique considère une population composée d'individus caractérisés par un ensemble de paramètres à choisir et applique ces principes pour faire évoluer la population afin de la rendre plus performante.

Au début de l'algorithme, une population initiale composée de 20 individus est choisie aléatoirement. Chaque individu est un ensemble de 10 paramètres :

- 2 gains g_i du retour intégral ;
- 2 pulsations de coupure du filtre passe-bas $w_{PB,i}$;
- 2 pulsations de coupure du filtre passe-haut $w_{PH,i}$;
- 2 gains proportionnels p_i ;
- 2 câbles actifs parmi les 8 câbles du robot.

A chaque itération, la performance de la population est évaluée grâce à une simulation de 5 secondes. Pour l'excitation du robot, un bruit blanc entre -1 et $+1$ N est ajouté à la tension du câble motorisé n°6 dans l'équation (3.41). L'évaluation est obtenue par le calcul de la valeur RMS du premier degré de liberté de l'accélération, comme dans le chapitre précédent.

Ensuite, les individus sont sélectionnés dans la population en fonction de leur performance. La sélection aléatoire des individus est effectuée avec la fonction Matlab *randsample* selon les valeurs $\text{RMS}(\ddot{X}_1)^{-2}$ de chaque individu.

Les individus sélectionnés sont utilisés pour créer une nouvelle population : les paramètres des individus sont croisés deux à deux pour obtenir deux nouveaux

individus et des mutations aléatoires sont appliquées avec un taux de 5% sur chaque paramètre. De plus, 10% de nouveaux individus aléatoires sont ajoutés à la population à chaque itération pour apporter de la diversité afin d'éviter les optimums locaux.

Le processus est répété durant 30 itérations. Les paramètres utilisés dans les simulations sont listés dans le Tableau 7. Sur la Figure 3.31 sont représentées les évolutions de la moyenne de la valeur RMS et de celle du meilleur individu au cours de l'optimisation génétique. Sans contrôle, la valeur RMS est de 0.4697 et 30 itérations sont nécessaires pour descendre cette valeur à 0.1689, soit un facteur de division proche de 3. Cette valeur est obtenue pour les câbles actifs 1 et 6 avec les paramètres optimisés suivants : $g_1 = 502.4$, $g_6 = 335.6$, $p_1 = 0.1177$, $p_6 = 0.0704$, $\omega_{PB1} = 649.4$, $\omega_{PB6} = 823.6$, $\omega_{PH1} = 61.98$ et $\omega_{PH6} = 94.29$.

Paramètres	Descriptions	Valeurs	Unités
r_p	Rayon des poulies	0.016	m
J	Inertie des poulies	1.23e-06	kg.m ²
L_{0i}	Longueur totale de câble	1.5	m
m_i	Masses utilisées pour tendre les câbles	2	kg
c_f	Coefficient de frottement fluide des poulies	0.1	kg.m ² /s

Tableau 7 : Paramètres complémentaires du RP8C

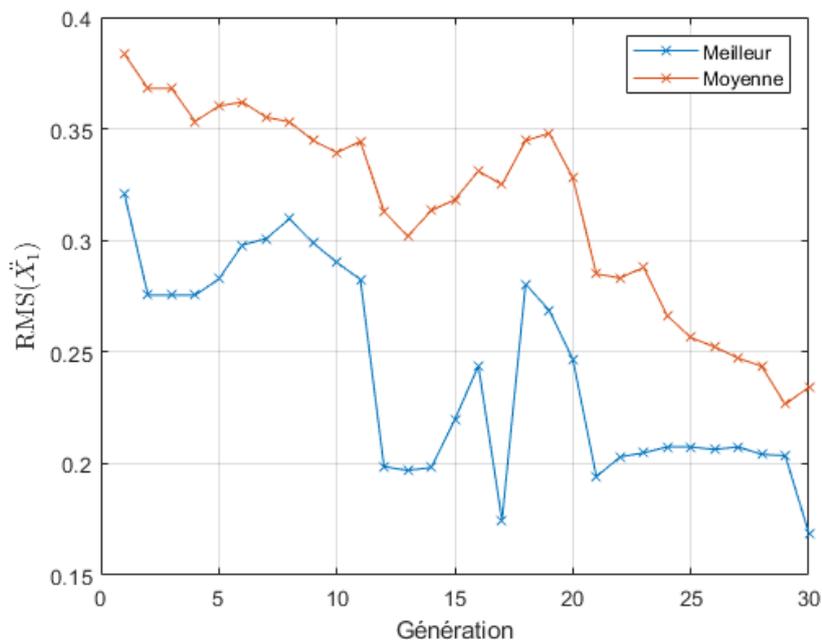


Figure 3.31 : Evolution de la performance durant les itérations

3.3.3. Résultats

Dans la suite, les comparaisons entre un calcul sans contrôle et un calcul avec les paramètres optimisés obtenus précédemment pour deux types d'excitation différentes sont présentées.

3.3.3.1. Excitation avec un signal aléatoire de type bruit blanc

Dans ce paragraphe, le mode précédent d'excitation est repris : le moteur excite le système avec un signal aléatoire de type bruit blanc compris entre -1 et $+1$ N qui est ajouté à la tension du câble 6. La Figure 3.32 présente les déplacements X_1 obtenus avec et sans contrôle. Ces déplacements sont de faible amplitude, d'un ordre inférieur au millimètre. Deux composantes vibratoires sont observables : des vibrations à une fréquence d'environ 30 Hz et une oscillation à basse fréquence dont seulement trois périodes sont visibles. Ces oscillations basses fréquences ne correspondent pas aux modes du RPC mais sont dues à une variation de la moyenne de la tension F_m ajoutée au câble 6 sur des durées de l'ordre d'une seconde. L'évolution de cette moyenne est tracée en vert sur la Figure 3.32. Ces variations sont filtrées par le filtre passe-haut du contrôleur et ne sont donc pas réduites par le contrôle actif. La composante vibratoire à 30 Hz est réduite avec le contrôle après 2 secondes.

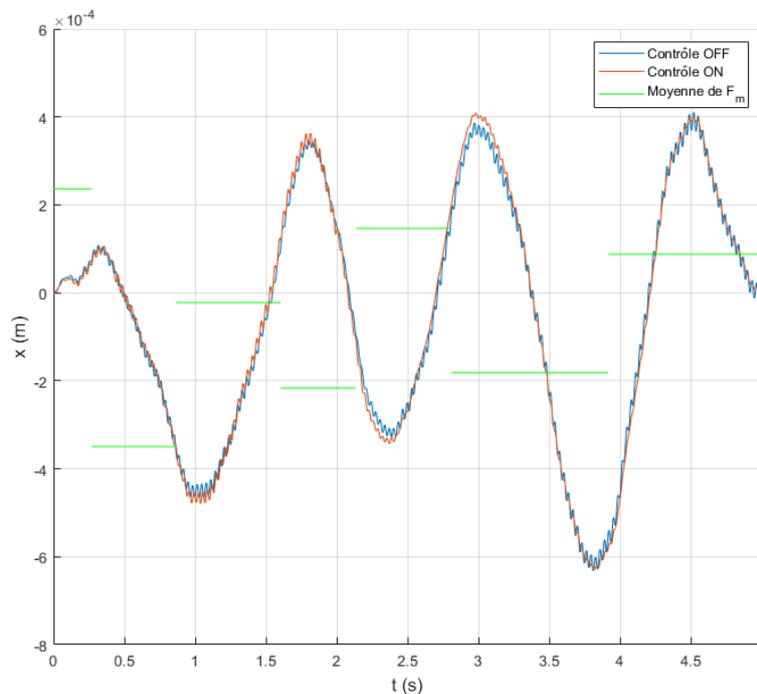


Figure 3.32 : Evolution de X_1 avec un signal excitation de type bruit

Sur la Figure 3.33 est tracée l'évolution de l'accélération \ddot{X}_1 en fonction du temps. Les vibrations sont amplifiées au début de la simulation à cause de la saturation

d'un actionneur, puis après 2.5 secondes l'amplitude des vibrations est réduite d'un facteur supérieur à 2.

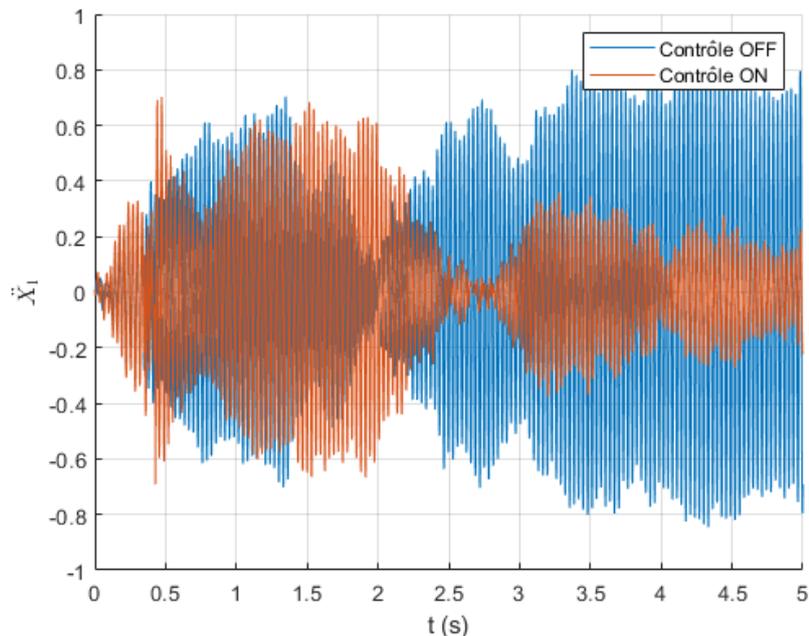


Figure 3.33 : Evolution de \ddot{x}_1 avec un signal excitation de type bruit

La densité spectrale de puissance de l'accélération est visible sur la Figure 3.34. Un seul mode est excité par le câble moteur : le second mode à 31.5 Hz. Une diminution de 10 dB est observée avec le contrôle sur ce pic. D'après la Figure 3.23 en 3.2.2.3, il est également possible d'exciter le sixième mode mais l'amplitude d'excitation semble être trop faible.

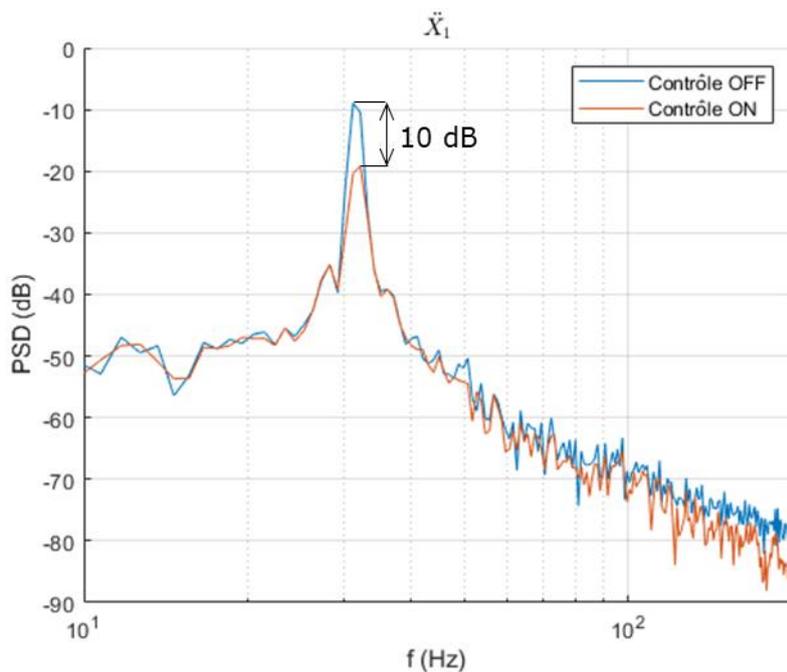


Figure 3.34 : Densité spectrale de puissance de \ddot{x}_1 avec un signal excitation de type bruit

Les signaux mesurés par les capteurs sont tracés sur la Figure 3.35 et ceux des actionneurs piézoélectriques sur la Figure 3.36. Les signaux mesurés par les capteurs commencent à la valeur de T_i puis suivent une décroissance temporelle à cause du filtre du conditionneur. Après une seconde de simulation, le signal correspond aux variations de tension dans le câble introduites par le bruit du moteur. Les signaux des actionneurs débutent par un pic qui entraîne une saturation pour le premier câble. Cette saturation est responsable de la perte de performance sur les vibrations au début de la simulation.

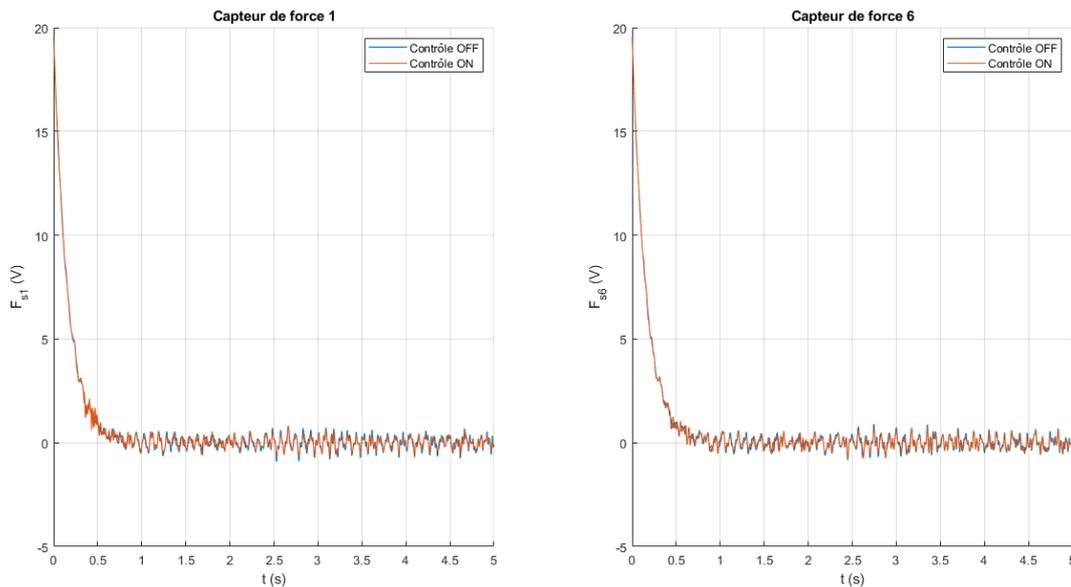


Figure 3.35 : Signaux mesurés par les capteurs avec un signal excitation de type bruit

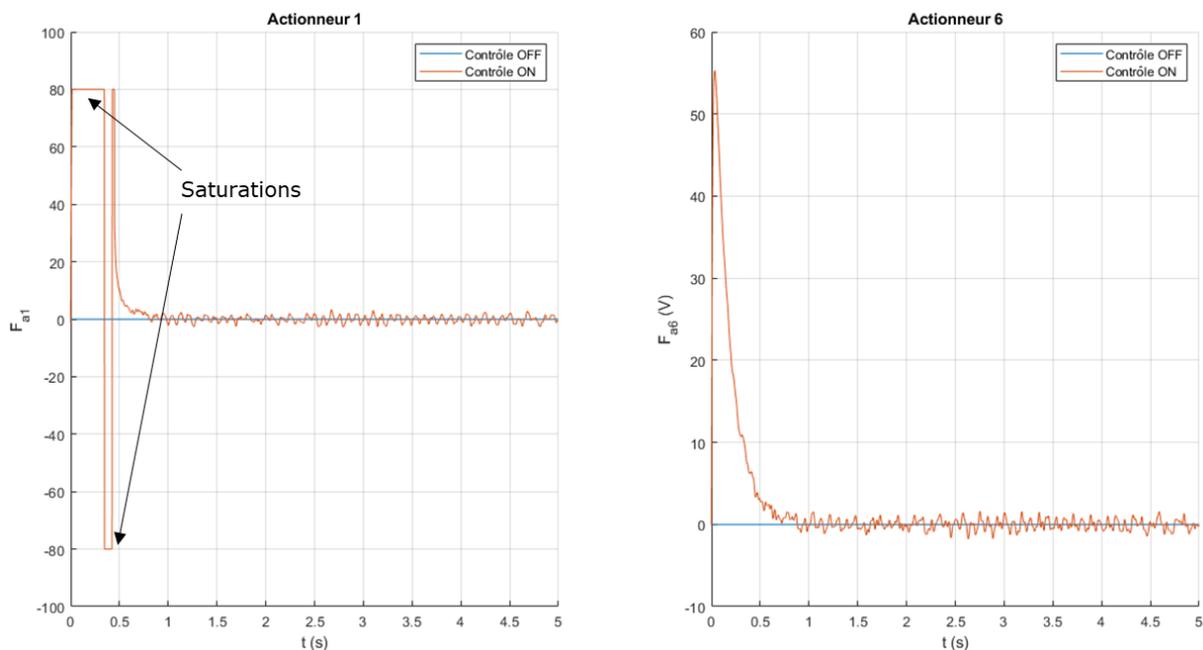


Figure 3.36 : Signaux des actionneurs piézoélectriques avec un signal excitation de type bruit

3.3.3.2. Excitation avec un signal composé d'une série de step5

Dans ce paragraphe, le moteur excite le système avec une variation de tension selon une série de fonctions *step5* qui s'ajoutent à la tension du câble 6. La tension ajoutée par le moteur passe de -3 à $+3$ N en 0.5 s toutes les secondes, puis inversement. Les déplacements X_1 qui en résultent présentés sur la Figure 3.37 sont des aller-retours qui ont l'apparence d'une fonction sinusoïdale. Ces déplacements sont de plus grande amplitude que ceux du paragraphe précédent avec une excitation en bruit, ils sont de l'ordre de quelques centimètres.

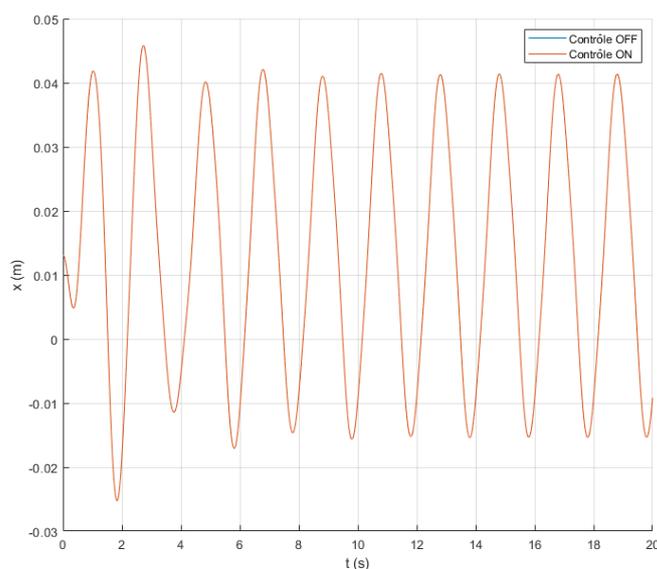


Figure 3.37 : Evolution de X_1 avec un signal d'excitation en série de *step5*

Les vibrations ne sont pas visibles sur le degré de liberté X_1 et sont plus facilement observables sur le signal de l'accélération \ddot{X}_1 qui est tracé sur la Figure 3.38. Le niveau vibratoire est diminué avec le contrôle.

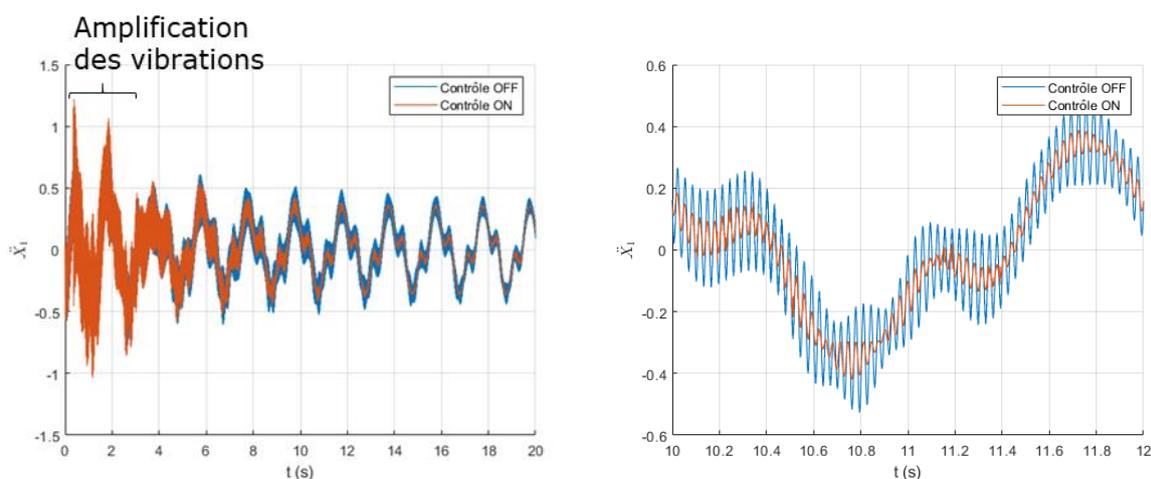


Figure 3.38 : Evolution de \ddot{X}_1 avec un signal d'excitation en série de *step5* à gauche, zoom à droite sur un aller-retour

La Figure 3.39 représente la densité spectrale de puissance de \ddot{x}_1 . Les deux principaux pics correspondent aux modes 1 et 2 du robot. Ils sont tous les deux réduits, respectivement de 5.9 et de 13.5 dB. Les signaux mesurés par les capteurs sur les câbles 1 et 6 et les signaux des actionneurs piézoélectriques sont respectivement tracés sur la Figure 3.40 et la Figure 3.41. Les signaux sont de plus grandes amplitudes pour le câble motorisé 6 que le câble 1. Une saturation est de nouveau observée sur le signal de l'actionneur F_{a1} et elle dégrade les performances sur les premières secondes de simulation, comme cela est visible sur le signal de l'accélération de la Figure 3.38.

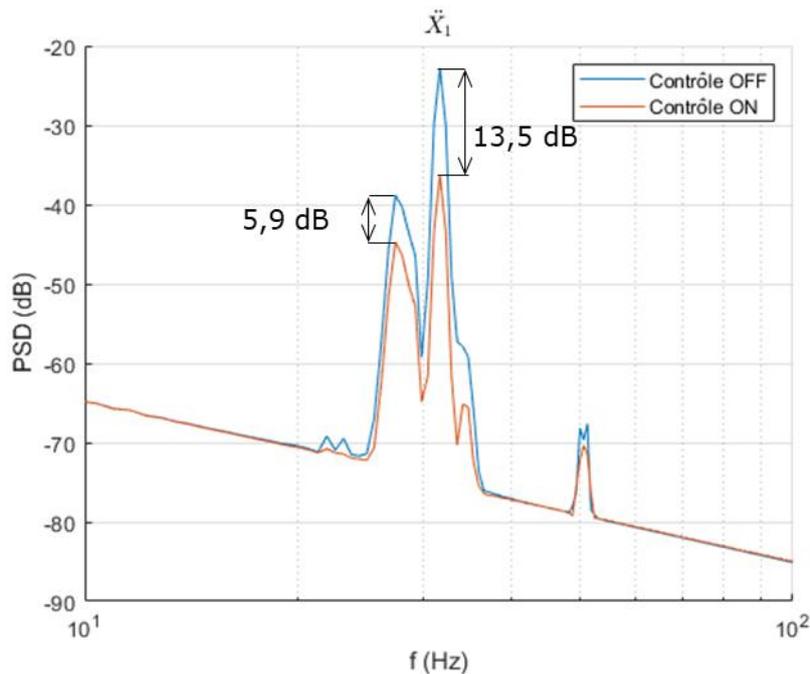


Figure 3.39 : Densité spectrale de puissance de \ddot{x}_1 avec un signal d'excitation en série de step5

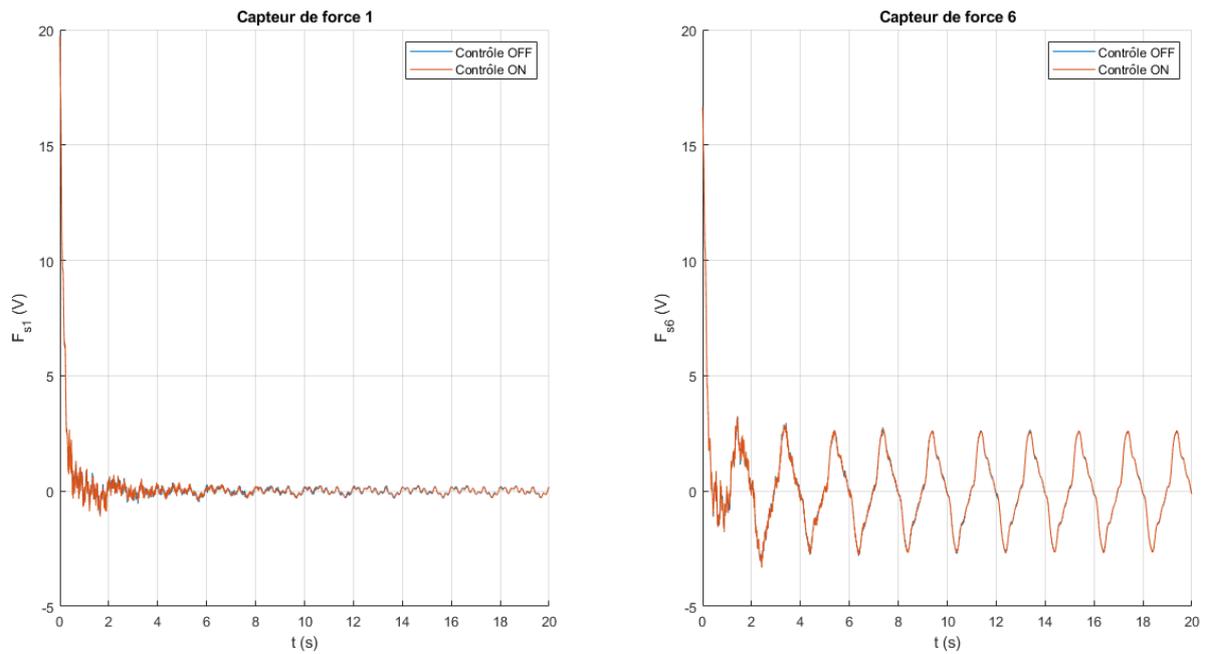


Figure 3.40 : Signaux mesurés par les capteurs avec un signal d'excitation en série de step5

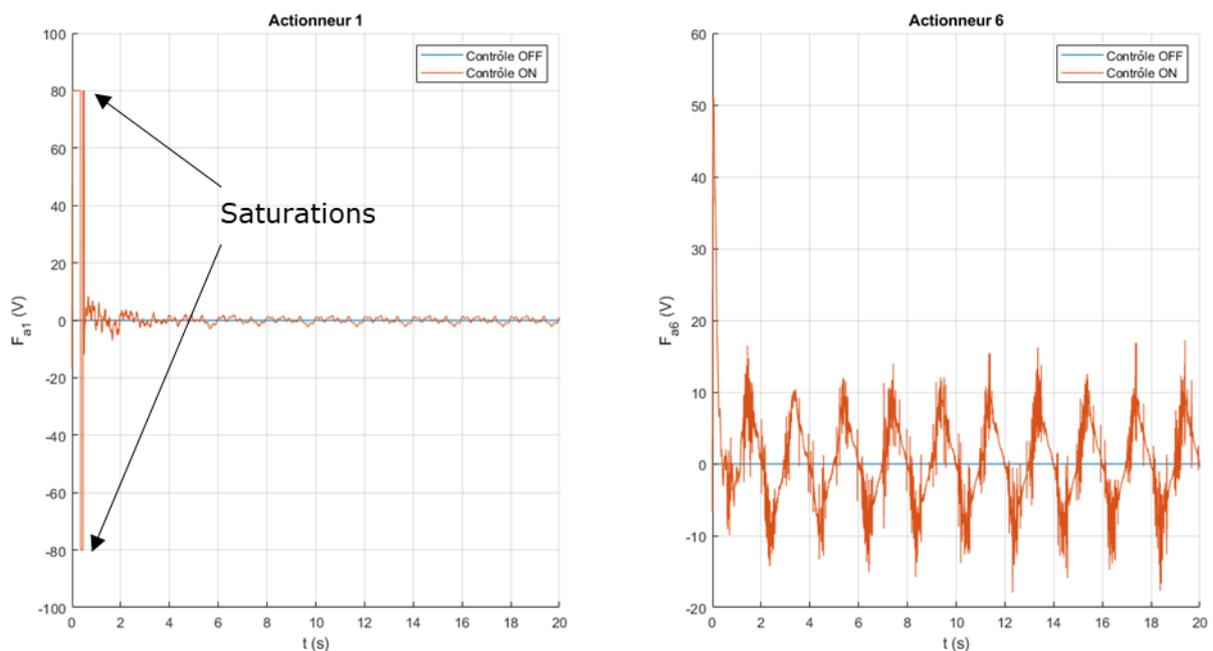


Figure 3.41 : Signaux des actionneurs piézoélectriques avec un signal d'excitation en série de step5

3.3.3.3. Conclusion

Deux types de signaux d'excitation ont été utilisés pour des calculs transitoires non linéaires : un bruit blanc sur la tension et une variation de la tension en série

de fonctions *step5*. Dans les deux cas, le contrôleur, dont les paramètres ont été optimisés avec un algorithme génétique, présente une bonne réduction des vibrations sur l'accélération de l'effecteur. Cependant, la saturation sur les signaux des actionneurs peut diminuer les performances du contrôle vibratoire.

L'excitation choisie peut aussi modifier les modes sollicités et donc la performance mesurée. Dans cette étude, seuls les modes 1 et 2 sont excités sur le premier degré de l'accélération. Une alternative est de mesurer l'accélération non pas au centre de l'effecteur, mais sur un point décalé. L'accélération en ce point pourra être sensible à tous les degrés de liberté, comme par exemple les rotations de l'effecteur, tous les modes seront ainsi visibles sur l'accélération et la mesure de la performance sera naturellement affectée par la participation de plusieurs modes.

Le chapitre suivant s'intéresse à la conception et à la réalisation d'un prototype de RP8C et portera une réflexion sur le mode d'excitation à utiliser pour la partie expérimentale.

3.4. Mise en place du prototype RP8C

Ce chapitre traite de la mise en place du second prototype dédié au contrôle vibratoire. Il s'agit d'un RP8C équipé de deux tendons actifs et d'un moteur. Comme indiqué sur la Figure 3.42, les tendons actifs sont installés sur les câbles 1 et 7 et le câble 6 est motorisé. Ce prototype est réalisé en réutilisant les éléments modulaires du premier prototype.

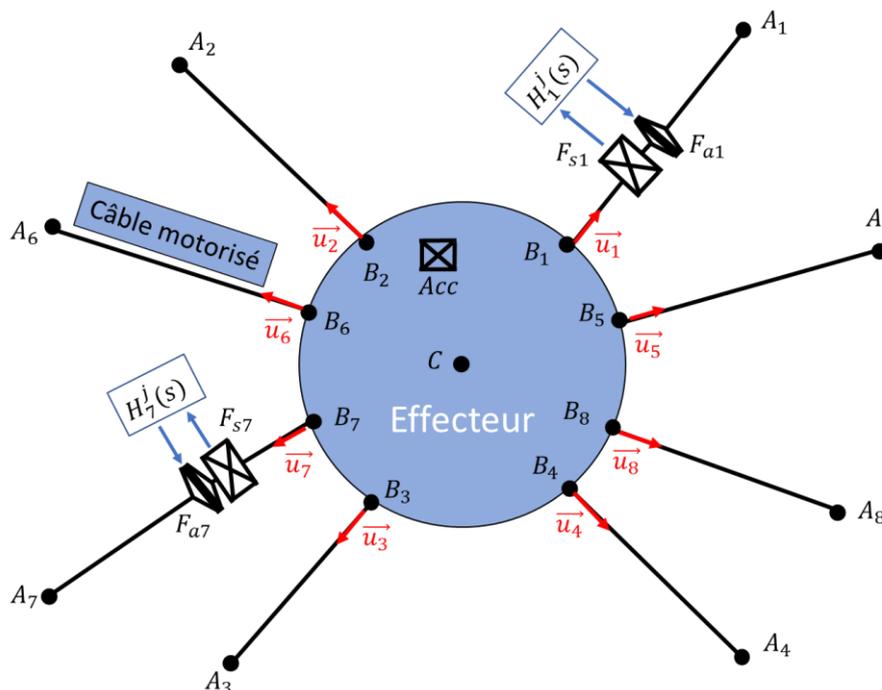


Figure 3.42 : Schéma du RP8C avec 2 tendons actifs

3.4.1. Conception et réalisation

Pour réaliser le bâti du RP8C, les profilés du premier prototype sont réutilisés pour former un cube d'un mètre de côté. Dans les coins du bâti sont installés des poulies de renvoi similaires à celles utilisées pour le RP2C. Les 8 câbles en acier de diamètre 0.54 mm sont tendus par des masses de précharge qui peuvent être changées facilement grâce à l'utilisation de crochets et de mousquetons.

L'effecteur du premier prototype de RP2C n'est pas réutilisé pour le RP8C, il est remplacé par un effecteur cylindrique conçu dans le cadre du projet CabFab (D. Gueners, Chanal, et Bouzgarrou 2020). L'optimisation est réalisée en deux temps pour maximiser l'espace d'impression du robot et la fréquence du premier mode. En effet, dans le cadre de l'impression 3D, l'espace d'impression est un critère important et l'augmentation de la raideur du robot permet de réduire les amplitudes des vibrations et d'augmenter la précision. Les paramètres optimisés de l'effecteur sont sa hauteur, son rayon et les positions des points d'ancrage des câbles du robot.

L'effecteur visible sur la Figure 3.43 est réalisé en PLA par impression 3D. Il possède un rayon $r_e = 5.5$ cm et permet la fixation de 8 câbles avec des vis et des serres câbles. Les câbles peuvent être fixés au choix vers le bas ou vers le haut. Il est ici choisi de fixer les câbles 1 à 4 en haut du bâti et les câbles 5 à 8 en bas. L'effecteur possède 4 trous permettant de fixer une masse et d'atteindre une masse $m_e = 782$ g.

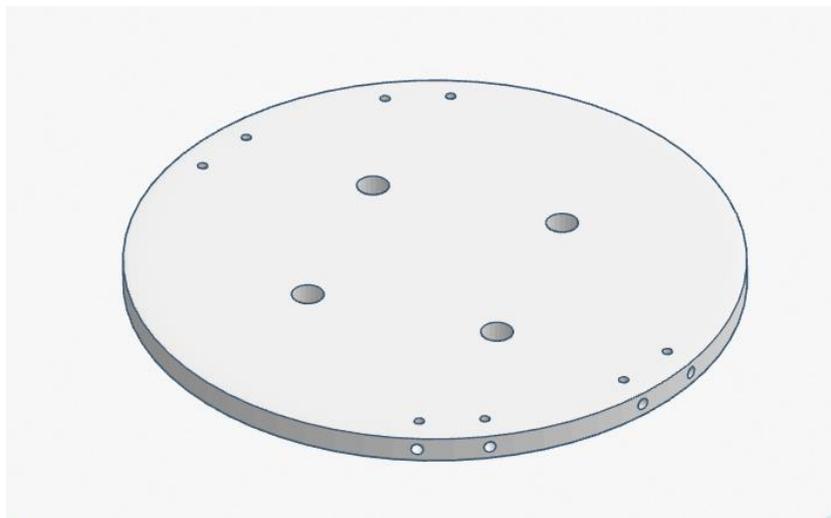


Figure 3.43 : Effecteur du RP8C

Deux tendons actifs sont installés sur les câbles 1 et 7. Ils sont composés des mêmes éléments que ceux utilisés en 3.1.3 : un actionneur piézoélectrique CEDRAT APA40SM et un capteur de force piézoélectrique. L'actionneur est alimenté par un amplificateur et le capteur est branché sur un conditionneur de charge pour renvoyer la mesure à la carte dSpace « DS1104 R&D Controller Board ». Trois nouvelles attaches similaires à celles utilisées en 3.1.3 sont

conçues pour lier les composants des tendons actifs. Sur la Figure 3.44, la pièce n°1 permet de relier le capteur au câble, la n°2 relie l'actionneur au câble et la pièce n°3 sert d'attache entre le capteur et l'actionneur.

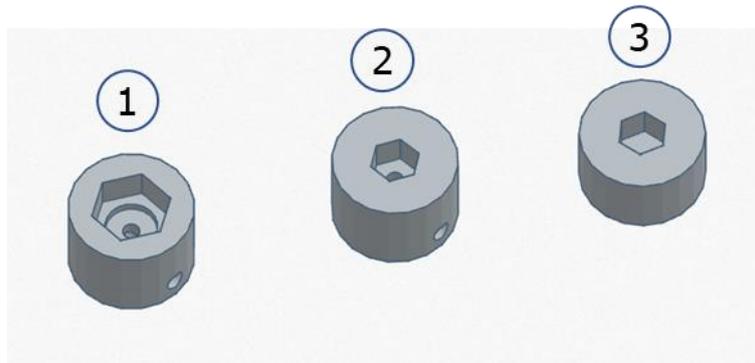


Figure 3.44 : Attaches pour les câbles et les tendons actifs

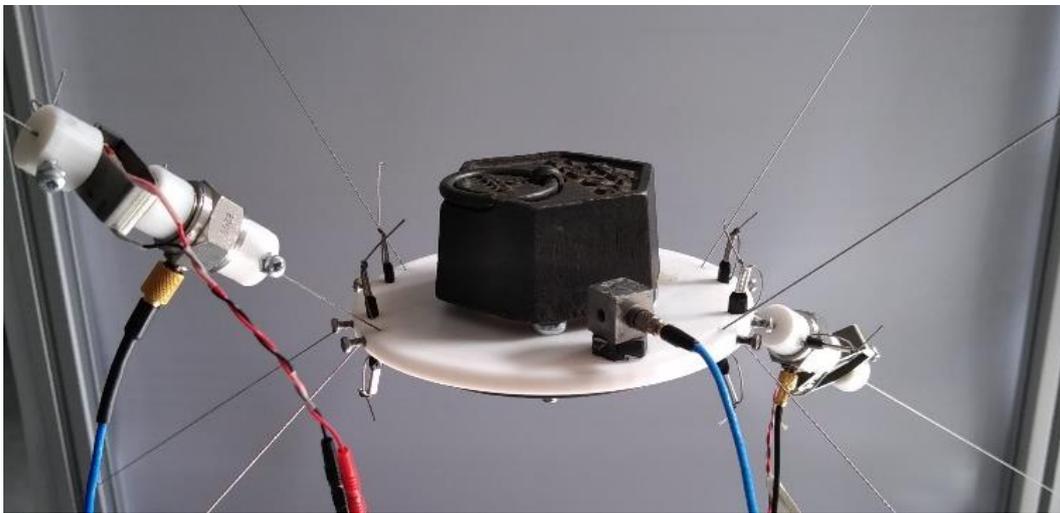


Figure 3.45 : L'effecteur du RP8C équipé d'un accéléromètre et de deux tendons actifs

Seul le câble 6 est motorisé et le moteur peut fournir une fluctuation d'effort autour de la tension générée par la masse de prétension. Le moteur et l'enrouleur conçus en 2.4.1 sont directement réutilisés. Les vibrations sont mesurées avec un accéléromètre tri-axe embarqué sur l'effecteur, entre les points B_1 et B_2 de la Figure 3.42, afin de ne pas limiter la mesure des vibrations à un seul degré de liberté. La première accélération (Acc_1) correspond au mouvement dans la même direction que le câble motorisé, la seconde (Acc_2) correspond au mouvement vertical et la troisième (Acc_3) au mouvement transverse au câble motorisé. La Figure 3.46 montre une vue d'ensemble du prototype réalisé.

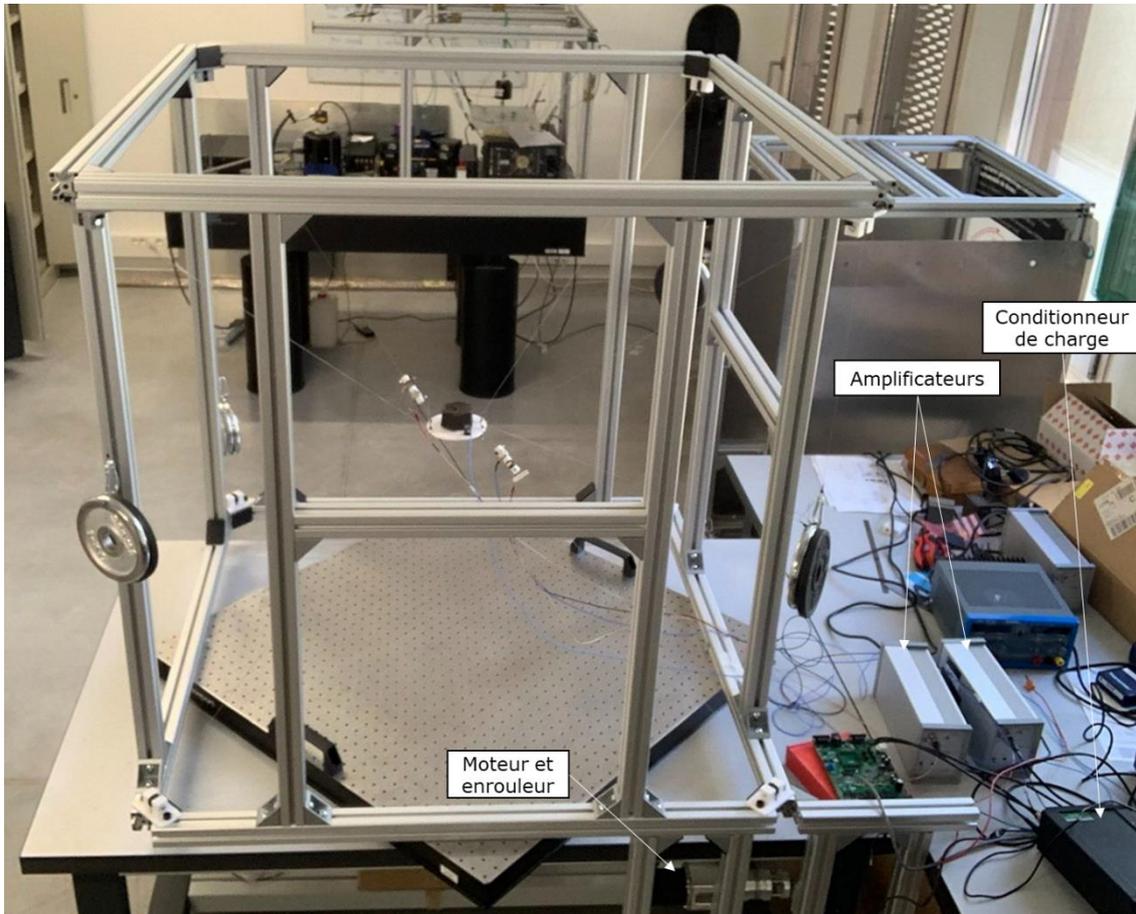


Figure 3.46 : Vue d'ensemble du prototype RP8C

Au centre de l'effecteur peut aussi être ajouté un actionneur piézoélectrique surmonté d'une masselotte, visible sur la Figure 3.47. Cet actionneur peut être utilisé pour exciter le système. La prochaine section se concentre sur l'étude de l'excitation à utiliser sur le RP8C.

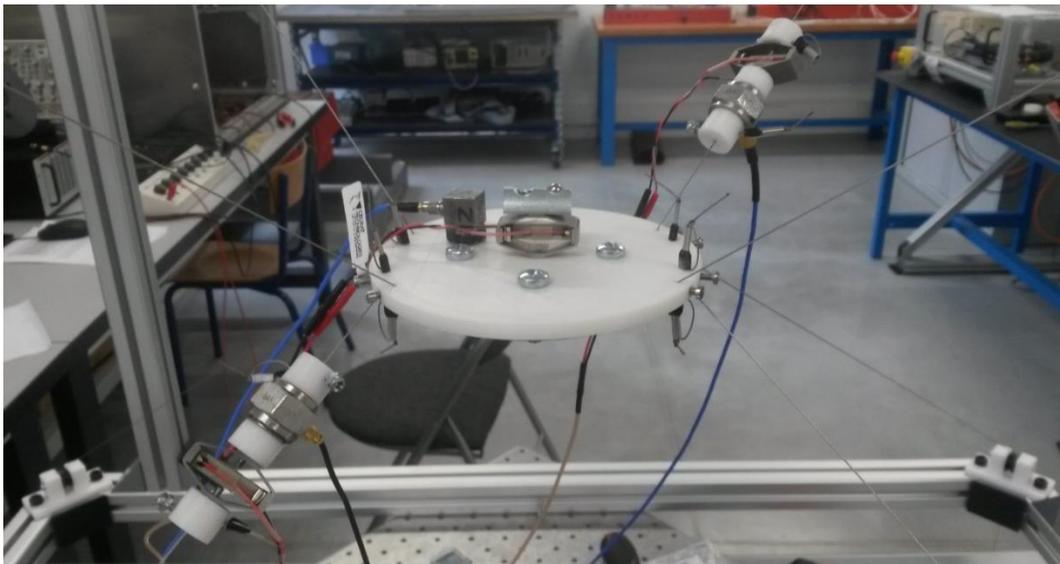


Figure 3.47 : L'effecteur du RP8C équipé en son centre d'un actionneur surmonté d'une masselotte

3.4.2. Essais expérimentaux préliminaires

Pour mesurer les caractéristiques vibratoires d'un système, plusieurs sources d'excitation ont été testées sur le RP8C. Les deux prochains paragraphes présentent l'utilisation d'un actionneur piézoélectrique et du moteur pour exciter le système.

3.4.2.1. Excitation avec l'actionneur

Les premiers essais ont consisté à utiliser l'actionneur d'un des deux tendons pour exciter le RP8C. Sur l'actionneur du premier câble est envoyé un signal F_{a1} sinusoïdal dont la fréquence augmente de 5 à 125 Hz en 20 minutes. Ce signal appelé balayage sinus (*sweep* en anglais) permet d'exciter une bande de fréquence et de caractériser le système dans le domaine fréquentiel. Le processus est répété en activant le tendon actif du câble 7. La loi de contrôle utilisée pour ce test et pour le reste de cette section est l'IFF filtré avec un gain $g = 3000$.

Sur la Figure 3.48 est tracée la densité spectrale de puissance (DSP) de F_{s7} . Le signal mesuré par le capteur de force permet de distinguer deux types de résonances :

- Les résonances aux fréquences suivantes correspondent aux modes de vibration de l'effecteur du robot : [17.1, 23.8, 31.1, 45.2, 52.5] Hz. Toutes les amplitudes des pics sont réduites avec le contrôle vibratoire. Les deux modes les plus réduits de l'effecteur sont le premier mode avec -11 dB et le dernier mode avec -10 dB.
- Les résonances à 400 et 500 Hz correspondent respectivement à la vibration des câbles 1 et 7. A cause du poids de l'effecteur, les câbles du haut sont plus longs que ceux du bas, le câble 1 est plus long que le 7 et possède donc une fréquence de vibration plus faible. Une diminution d'amplitude est surtout observée sur le câble 7 à 500 Hz car la loi de contrôle est active sur le câble 7.

Le contrôle actif est efficace pour diminuer l'amplitude des vibrations générées par le balayage sinus. Cependant, un seul tendon actif sur les deux peut être utilisé et réglé à la fois avec cette configuration d'excitation.

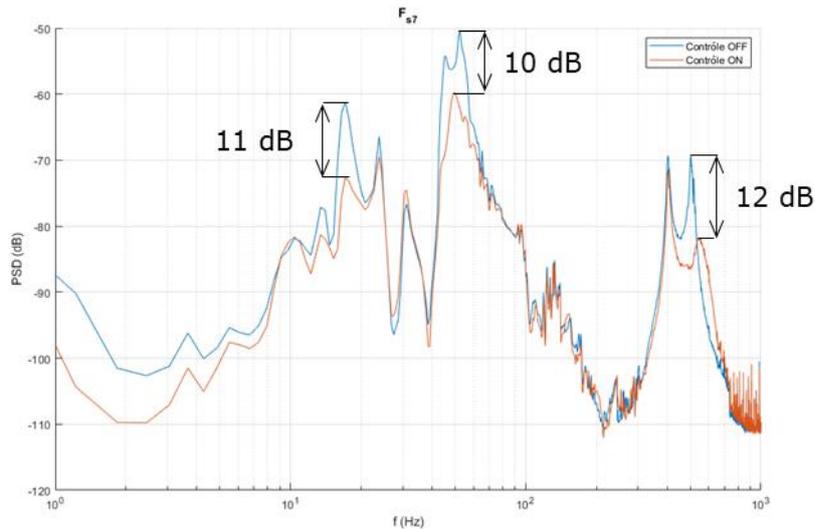


Figure 3.48 : Densité spectrale de puissance de F_{s7} avec un sweep sur F_{a1} entre 5 et 125 Hz

Afin d’imiter les vibrations produites par une tête d’impression sur l’effecteur ou lors du contact entre une pièce et la tête d’impression, un autre actionneur piézoélectrique surmonté d’une masse est installé au centre de l’effecteur pour exciter le système (Figure 3.47). La Figure 3.49 représente la DSP de F_{s7} pour une excitation par l’actionneur central avec un signal F_a de type bruit blanc. Les amplitudes des résonances sont bien réduites, avec par exemple -12 dB sur le pic principal, cependant la performance est masquée par les hautes fréquences : le signal du capteur de force est majoritairement constitué des modes des câbles. Ce résultat est aussi valable et encore plus marqué pour les signaux mesurés par l’accéléromètre placé sur l’effecteur, dont la DSP du second signal, correspondant à l’accélération verticale, est tracée sur la Figure 3.50. De plus, seul un mode de l’effecteur est excité par l’actionneur central. Utiliser une masse plus importante sur l’actionneur pourrait réduire ce phénomène mais demanderait une nouvelle conception de l’effecteur et du robot.

Un actionneur piézoélectrique possède une gamme d’excitation particulière qui n’est pas forcément représentative d’une excitation réelle qui pourrait être causée par les déplacements de l’effecteur. Si l’actionneur excitateur n’est pas placé sur un câble, il ne sollicite que peu les modes du robot, il est donc décidé de se concentrer sur une excitation par le câble motorisé.

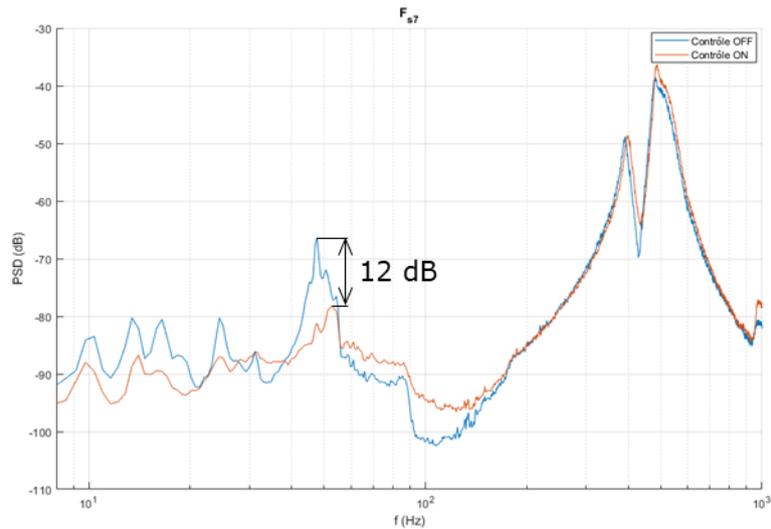


Figure 3.49 : DSP de F_{s7} pour une excitation aléatoire F_a au centre de l'effecteur

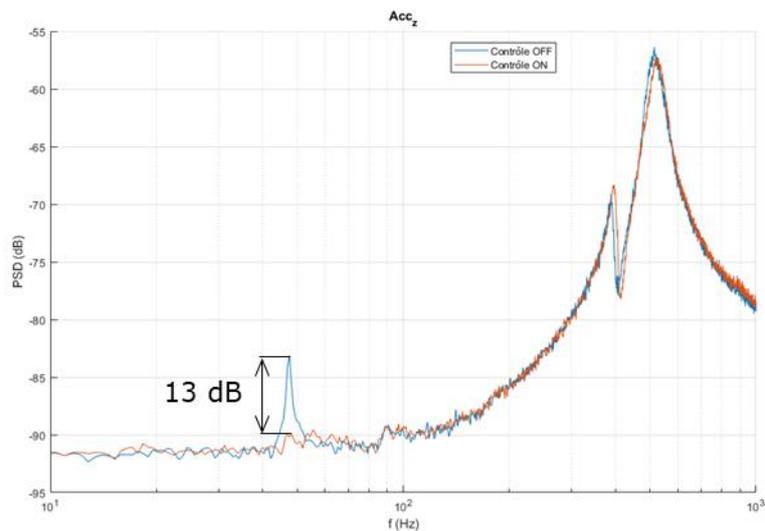


Figure 3.50 : DSP de Acc_z pour une excitation aléatoire F_a au centre de l'effecteur

3.4.2.2. Excitation avec le moteur électrique

Dans ce paragraphe, l'excitation de l'effecteur est générée par un seul moteur électrique situé sur le 6^{ème} câble. Le mouvement est donc restreint à une seule direction mais il est suffisant pour exciter le système selon plusieurs modes et ainsi caractériser les performances du contrôle vibratoire. Une image du mouvement obtenu avec une variation du câble motorisé est affichée sur la Figure 3.51.

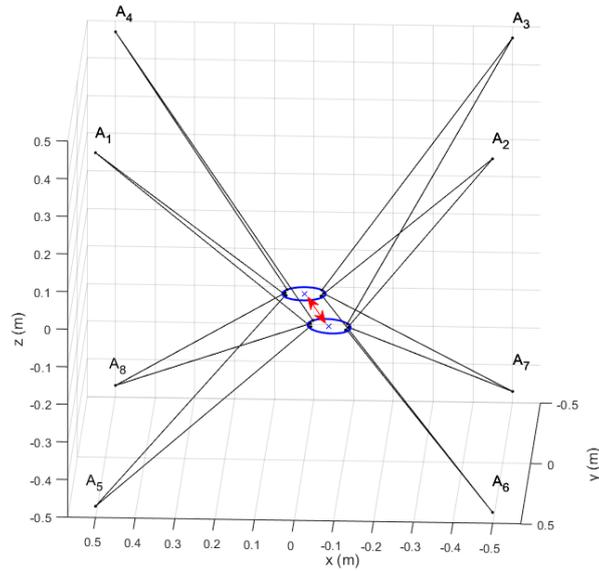


Figure 3.51 : Image du déplacement obtenu avec la variation de la tension du 6^{ème} câble motorisé

Dans un premier temps, le moteur excite le système avec un signal aléatoire de type bruit blanc entre -2 et 2 A sur l'intensité de courant du moteur électrique. Les DSP des accélérations correspondantes à l'expérience sans et avec les deux tendons actifs sont tracées sur la Figure 3.52. Les modes de l'effecteur sont bien excités et le contrôle réduit faiblement l'amplitude des résonances, avec par exemple -1.5 dB pour le mode principal. Cependant, les performances du contrôle vibratoire sont relayées au second plan à cause d'un pic à large bande fréquentielle situé vers 100 Hz. Des tests de chocs sur le bâti ont permis de comprendre que cette composante était causée par la vibration des profilés en aluminium. Le mode à 100 Hz correspond donc à un mode du bâti du robot et est lié au dispositif expérimental.

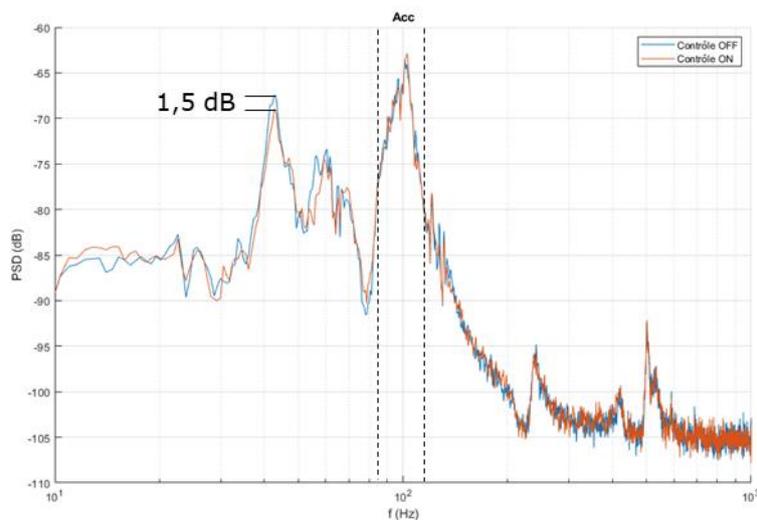


Figure 3.52 : Densité spectrale de puissance de l'accélération avec une excitation aléatoire sur le moteur

Pour moins solliciter le bâti, un deuxième essai est effectué avec un signal d'excitation de type créneaux constitué d'une suite de *step* entre -1.2 A et 1.2 A sur l'intensité de courant du moteur. Le test est réalisé avec et sans contrôle actif et les DSP sont représentées sur la Figure 3.53. Les performances du contrôle actif sont meilleures avec respectivement -6 et -4 dB sur les deux modes principaux à 40 et 60 Hz. Cependant, la participation à 100 Hz est toujours présente, même si son amplitude est diminuée. Les *steps* génèrent évidemment des à-coups qui font vibrer les profilés en aluminium.

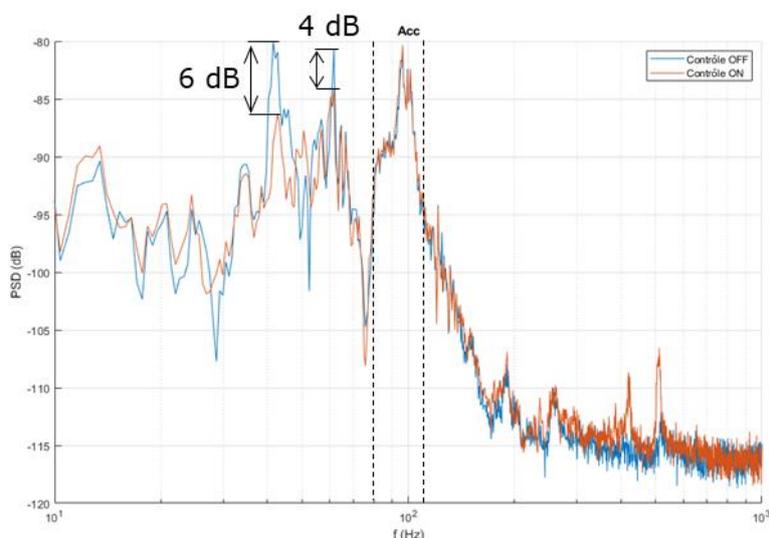


Figure 3.53 : Densité spectrale de puissance de l'accélération avec une excitation en step sur le moteur

Pour éviter les à-coups, le signal d'excitation est remplacé par une suite de fonctions *step5*. Au début, le signal était directement envoyé sur l'intensité de courant du moteur, mais une perte d'amplitude de déplacement a été observée sur des essais longs. Ce phénomène pourrait par exemple être dû à un dysfonctionnement du moteur ou à une variation des forces de frottement. Le signal d'excitation est donc utilisé comme une trajectoire à suivre en utilisant un correcteur PI servant à réguler l'intensité de courant à envoyer au moteur. Une meilleure répétabilité est ainsi obtenue. La Figure 3.54 représente les DSP de l'accélération avec et sans contrôle. La participation modale à 100 Hz n'est désormais plus visible. Les amplitudes des pics sont peu réduites, un travail d'optimisation des paramètres est donc nécessaire pour améliorer les performances du contrôle actif.

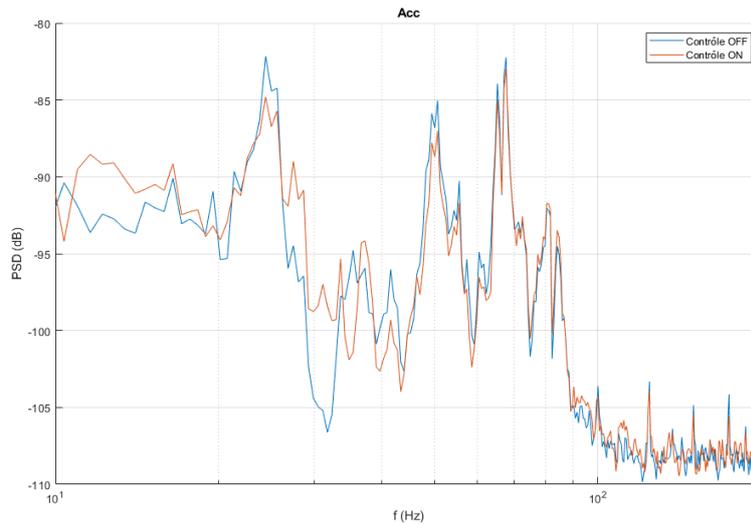


Figure 3.54 : DSP de l'accélération avec une excitation de la rotation du moteur en step5 réglée par un PI

3.4.2.3. Variation de la prétension dans les câbles

Durant cette phase de tests préliminaires, des masses de 1 kg ont été utilisées pour tendre les câbles. La Figure 3.55 permet de comprendre l'influence de la précharge des câbles sur la performance du contrôle vibratoire. Elle représente la différence entre la DSP sans contrôle et avec contrôle actif pour trois chargements différents. Les gains en termes de valeurs RMS sont aussi affichés sur la Figure 3.55. Avec un chargement de 1 kg pour chacun des câbles, le contrôle actif a surtout de l'autorité sur le mode à 24 Hz. Avec 2 kg de chargement, les modes les plus réduits sont ceux à 40 et 50 Hz et avec 3 kg, ceux à 40 et 60 Hz. Plus le RP8C est tendu, plus la réduction des vibrations est importante. En effet, il a été montré dans (F. Lacaze et al. 2020) et sur la Figure 3.5 que l'amortissement atteignable à gain constant augmente avec la raideur et D. Gueners a montré que la raideur d'un RPC augmentait avec la prétension des câbles (D. Gueners 2021). Le gain le plus important se trouve au passage de 1 à 2 kg. Le gain entre 2 et 3 kg est plus faible. Cependant, une augmentation de la prétension des câbles réduit l'accélération maximale atteignable d'un RPC.

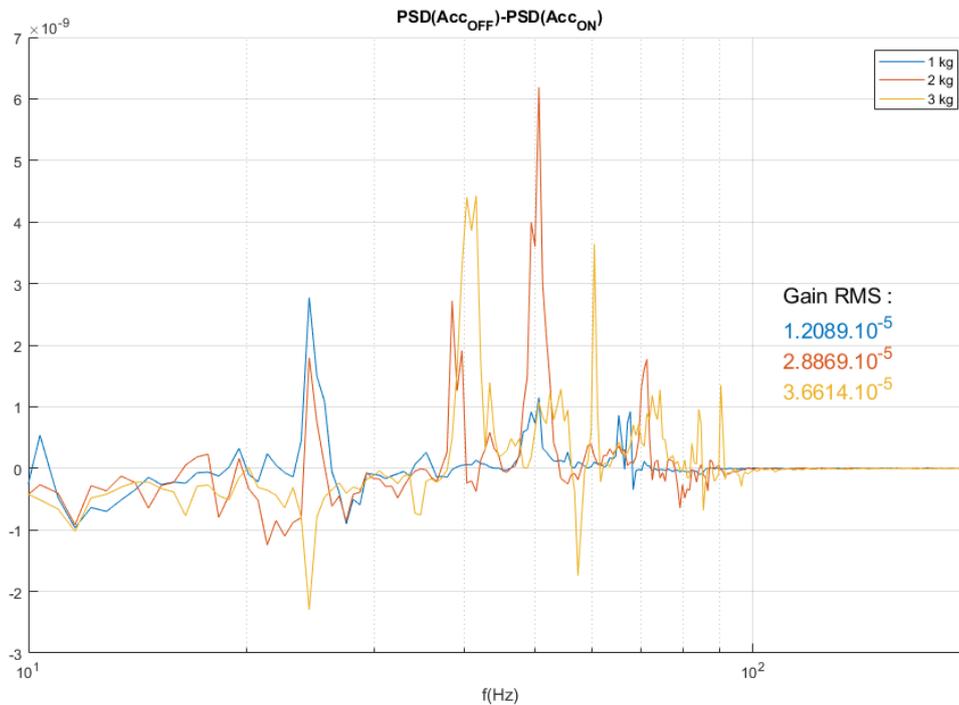


Figure 3.55 : Gain de DSP avec le contrôle actif en fonction du chargement des câbles

Dans cette section, plusieurs modes d'excitations sont testés expérimentalement sur le prototype de RP8C. L'utilisation d'un tendon actif permet d'exciter tous les modes du robot mais ce dernier n'est alors plus utilisable pour le contrôle vibratoire et un actionneur situé au centre de l'effecteur excite surtout les modes des câbles qui ont des fréquences plus hautes. L'utilisation d'un moteur semble plus appropriée pour imiter les vibrations générées par un déplacement de l'effecteur mais le moteur peut solliciter le bâti du robot pour des signaux présentant des discontinuités ou des à-coups. Le mode d'excitation retenu est une trajectoire sur la rotation du moteur constituée d'une suite de fonctions *step5*.

Augmenter la tension dans les câbles permet d'augmenter la performance du contrôle actif, cependant, le moteur peut déplacer l'effecteur d'une plus grande distance avec un chargement plus faible, un compromis de chargement de 2 kg pour chacun des câbles est donc choisi pour tout le chapitre suivant portant sur l'expérimentation.

3.5. Expérimentations finales

Dans ce chapitre, les trois lois de contrôle introduites en 3.2.2.1 sont testées sur le prototype de RP8C, à savoir l'IFF filtré, l' $\alpha\beta$ -IFF et le PIFF. Les deux tendons actifs sont installés sur les câbles 1 et 7 pour les deux premières sections et sur les câbles 4 et 6 pour la troisième section. Pour toute la suite, le système est excité par le moteur électrique qui effectue des aller-retours entre les angles $\theta_1 = -0.3$ rad et $\theta_2 = 0.3$ rad selon des fonctions *step5*, soit un déplacement du câble de 1.5 cm. Chaque déplacement dure 0.5 seconde et est suivi d'une phase de 0.5 seconde d'immobilité. Un aller-retour dure alors 2 secondes.

3.5.1. Optimisation paramétrique

Pour mesurer la performance du contrôle actif, l'accéléromètre tri-axe situé sur l'effecteur est utilisé. Cependant, calculer directement la valeur RMS des signaux mesurés par le capteur n'est pas pertinent, car la composante de l'accélération causée par le déplacement est grande devant la composante vibratoire. Pour contourner ce problème, le niveau de vibration sera calculé grâce à la racine de l'aire sous la courbe de la DSP entre 10 et 200 Hz pour la première accélération Acc_1 . Les niveaux de vibrations de la DSP sont exprimés en V^2/Hz , une unité homogène à une puissance décrivant l'énergie vibratoire à une fréquence donnée. La racine de l'aire sous la DSP correspond donc à la moyenne quadratique du signal, ou encore sa valeur RMS.

Dans ce paragraphe, les paramètres des trois lois de contrôle sont optimisés afin de minimiser la valeur RMS entre 10 et 200 Hz. L' $\alpha\beta$ -IFF et l'IFF filtré possèdent chacun quatre paramètres à régler : deux gains (g_1^k et g_7^k) et deux paramètres additionnels (les pulsations des filtres ω_{LP} et ω_{HP} pour l'IFF filtré et α et β pour l' $\alpha\beta$ -IFF). Pour l'optimisation paramétrique de ces deux lois, il est décidé de commencer par optimiser les paramètres additionnels à gains constants, puis d'optimiser les gains à paramètres additionnels fixés. Pour le PIFF, les gains proportionnels p_1 et p_7 seront optimisés en conservant les paramètres obtenus pour l'IFF filtré. Pour chaque combinaison de paramètres, 15 aller-retours sont réalisés en 30 secondes.

La première optimisation concerne les paramètres α et β de la loi de contrôle $\alpha\beta$ -IFF. Les valeurs RMS obtenues sont affichées sur la Figure 3.56. Le minimum est obtenu pour $\alpha = 10$ et $\beta = 80$. Ces valeurs sont conservées pour la seconde exploration paramétrique qui porte sur l'optimisation des gains de la loi de contrôle. Les valeurs RMS correspondantes sont visibles sur la Figure 3.57. La meilleure performance est obtenue pour $g_1^2 = 200$ et $g_7^2 = 600$. Sur les Figure 3.56 et Figure 3.57, la fonctionnelle n'est pas lisse, car la dynamique du système est complexe, c'est pourquoi une méthode basée sur le gradient n'a pas été utilisée.

Le processus est répété avec l'IFF filtré et les valeurs suivantes sont obtenues : $\omega_{PB} = 2\pi * 300$ rad/s, $\omega_{PH} = 2\pi * 20$ rad/s, $g_1^1 = 400$ et $g_7^1 = 800$. Pour le contrôleur

PIFF, l'optimisation est effectuée avec les quatre valeurs précédentes constantes et le minimum de valeur RMS est atteint pour $p_1 = 0.2$ et $p_7 = 0.075$.

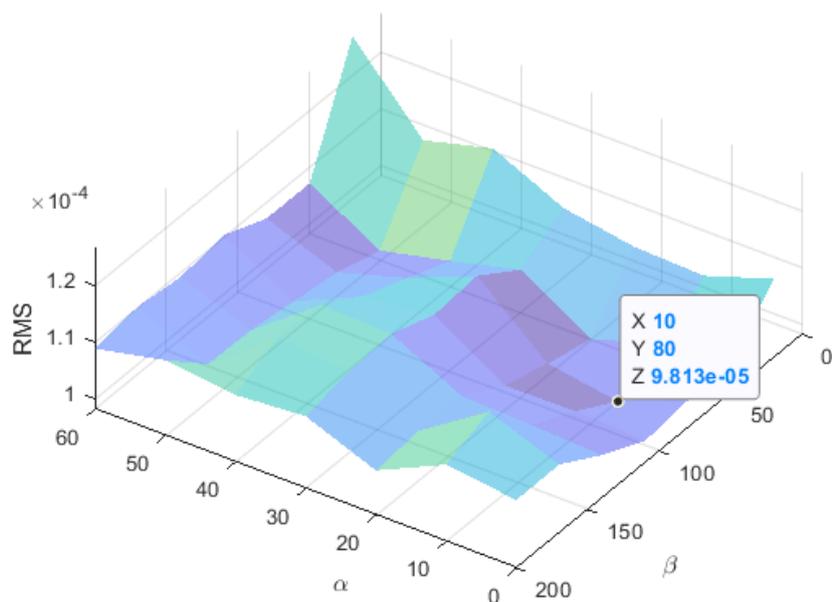


Figure 3.56 : Valeur RMS en fonction de α et β

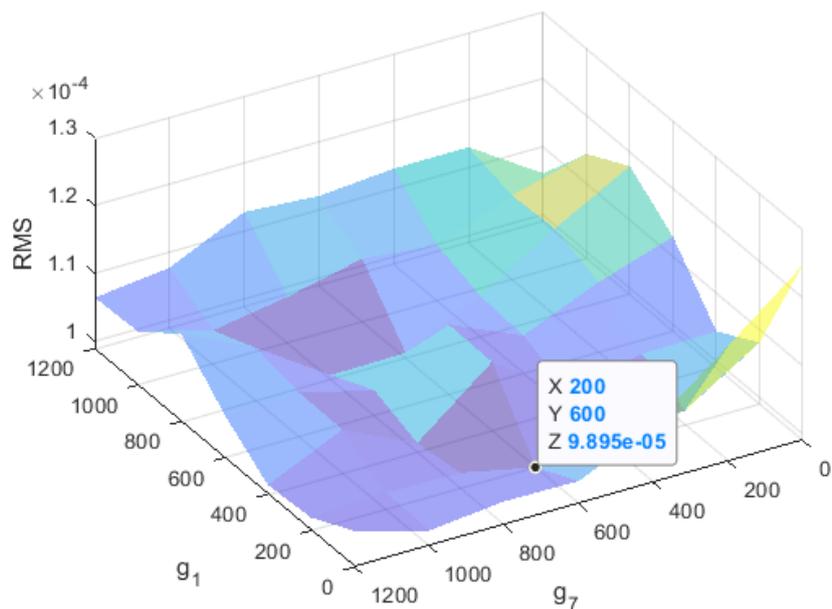


Figure 3.57 : Valeur RMS en fonction de g_1^2 et g_7^2 .

3.5.2. Résultats

Afin de mieux comparer les lois de contrôle introduites, l'expérience précédente est reproduite durant 300 secondes sans contrôle et avec chaque loi de contrôle avec les paramètres obtenus grâce à l'optimisation, soit un total de 4 fois 150

aller-retour. La Figure 3.58 montre les trois signaux d'accélérations obtenus moyennés sur 2 s, soit un aller-retour. La courbe violette représente une image de la dérivée seconde du déplacement angulaire du moteur constitué de fonctions *step5*. Cette courbe permet de remarquer la concordance entre la forme de l'accélération mesurée par le capteur et l'excitation du moteur. Les vibrations sont réduites dans le domaine temporel, surtout sur la première partie des deux premières composantes de l'accélération et sur la seconde partie de la troisième composante de l'accélération.

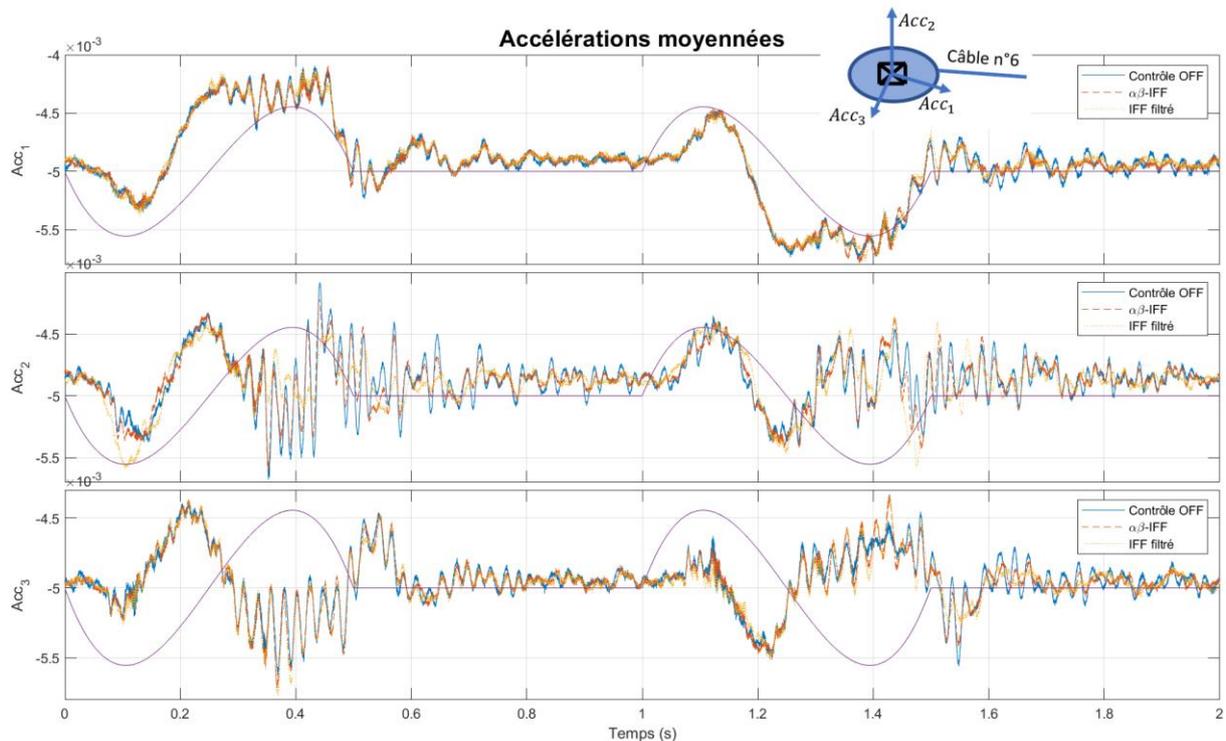


Figure 3.58 : Signaux d'accélération moyennés sans contrôle (bleu), avec $\alpha\beta$ -IFF (rouge) et avec l'IFF filtré (jaune)

Pour mieux distinguer l'effet du contrôle actif, les DSP des signaux d'accélération sont tracés sur la Figure 3.59. Une diminution est observée sur les amplitudes des pics des trois principaux modes dans les trois directions. Les résultats sont meilleurs avec l'IFF filtré, ce qui est en adéquation avec l'analyse numérique des lois de contrôle en 3.2.2.3 et le lieu des pôles de la Figure 3.20. Le Tableau 8 résume les fréquences des modes principaux et les gains réalisés avec le contrôle actif pour chaque mode. Les fréquences obtenues sont proches de celles obtenues avec les matrices du RP8C en 3.2.2.1 (24.1 Hz, 31.5 Hz, 40.0 Hz, 41.2 Hz, 43.5 Hz et 65.1 Hz). La différence peut être expliquée par l'utilisation d'un modèle non recalé : la matrice d'inertie de l'effecteur est seulement estimée, l'inertie des tendons actifs n'est pas considérée dans le modèle, les câbles sont modélisés par une simple raideur constante et leur précharge n'est pas prise en compte. Les performances en termes de réduction de vibrations sont meilleures pour le mode à 36 Hz et pour les accélérations 1 et 3, qui correspondent aux mouvements non verticaux, avec des diminutions respectives de 5.8 et de 7 dB pour les

accélérations 1 et 3 avec l'IFF filtré. Ce résultat était bien prévu par le lieu des pôles de la Figure 3.20, où le mode le plus amorti était celui à 40 Hz. Le lieu des pôles permettait aussi de remarquer qu'un réglage du gain d'une loi de contrôle à $g = 500$ ne permettait pas d'atteindre un amortissement maximal pour tous les modes, mais à partir de cette valeur les signaux des actionneurs commencent à atteindre leur limite, il est donc théoriquement possible d'obtenir de meilleures performances avec des actionneurs plus puissants.

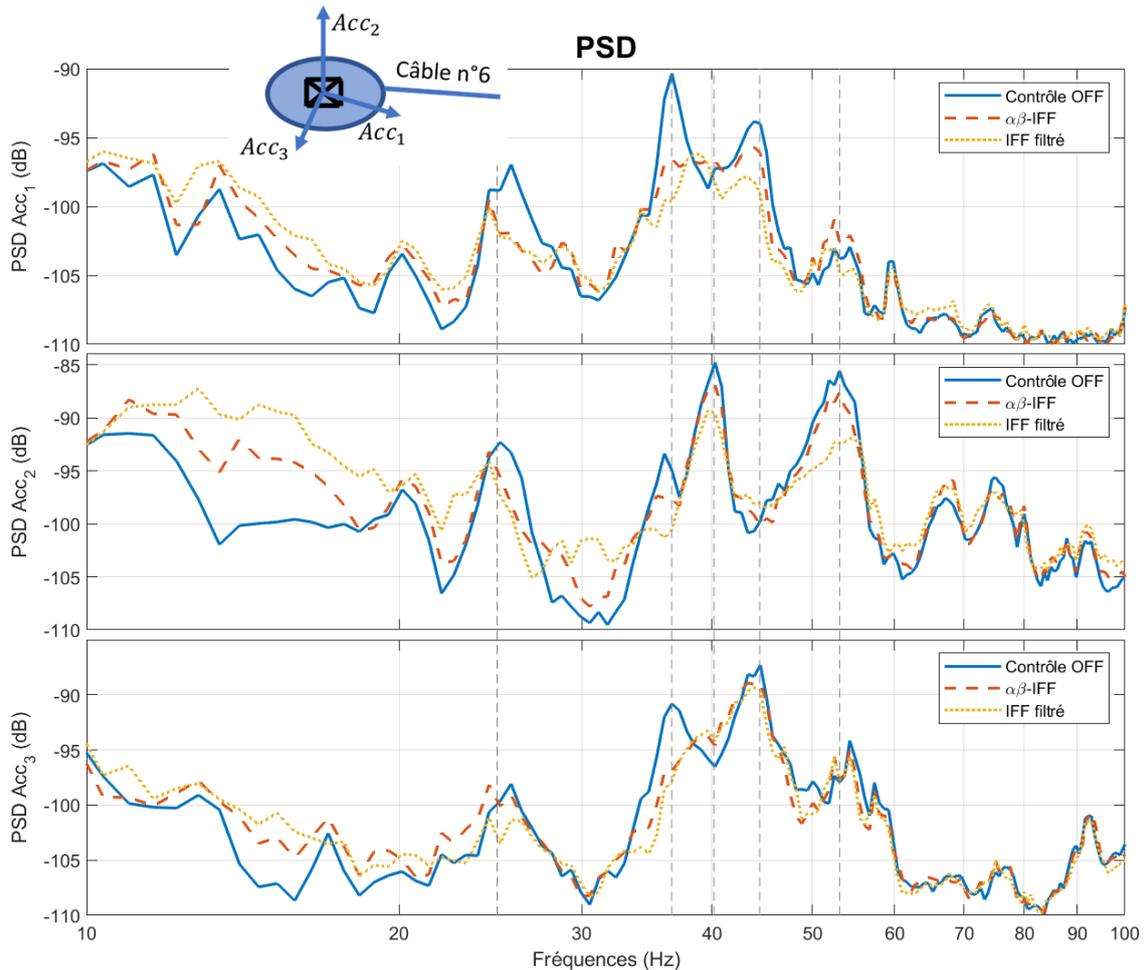


Figure 3.59 : DSP des signaux d'accélération sans contrôle (bleu), avec $\alpha\beta$ -IFF (rouge) et avec l'IFF filtré (jaune)

Acc₁	Fréquences (Hz)	25	36	44
	$\alpha\beta$ –IFF (dB)	2.5	6.2	1.9
	IFF filtré (dB)	3.1	5.8	4.1
Acc₂	Fréquences (Hz)	25	40	53
	$\alpha\beta$ –IFF (dB)	0.9	2.1	2.1
	IFF filtré (dB)	1.8	4.5	6.3
Acc₃	Fréquences (Hz)	36	44	54
	$\alpha\beta$ –IFF (dB)	6.1	1.7	0.8
	IFF filtré (dB)	7	2	1.5

Tableau 8 : Réduction de vibration pour les trois principaux modes pour l' $\alpha\beta$ -IFF et pour l'IFF filtré

La Figure 3.60 donne un exemple de la DSP obtenue sans contrôle, avec l'IFF filtré et avec le contrôleur PIFF. L'amélioration obtenue avec l'ajout du terme proportionnel est faible, le gain réalisé est plus visible sur le Tableau 9 qui regroupe les valeurs RMS pour chaque loi de contrôle et chaque signal d'accélération : le PIFF réduit le niveau de vibrations de l'accélération dans toutes les directions. Même si l'optimisation paramétrique a été effectuée sur le signal de la direction d'excitation, les performances sont aussi satisfaisantes sur les autres directions. Cela montre que les lois de contrôle proposées et l'optimisation paramétrique effectuée sont robustes et pourront certainement être étendues à d'autres configurations.

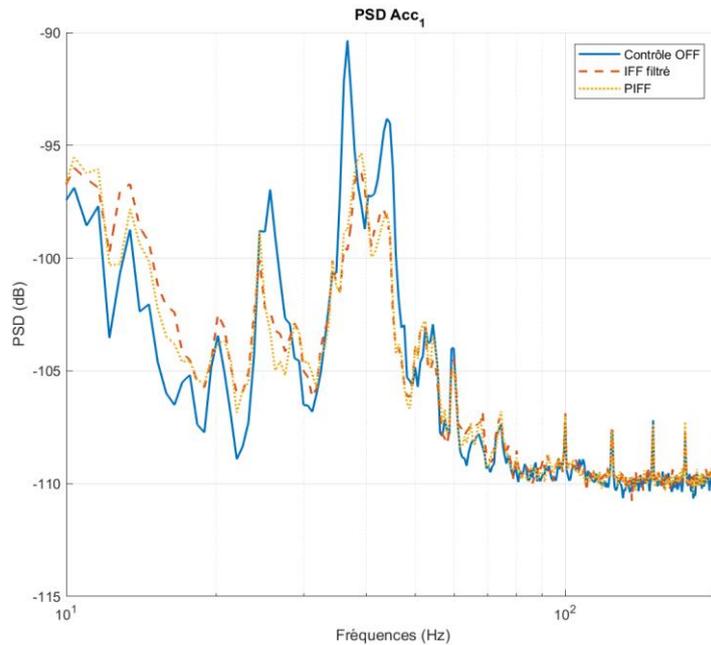


Figure 3.60 : DSP de l'accélération Acc_1 sans contrôle (bleu), avec l'IFF filtré (rouge) et avec le PIFF (jaune)

RMS	Acc_1	Acc_2	Acc_3	$\ Acc\ $
Contrôle OFF	1.07e-4	2.11e-4	1.49e-4	1.64e-4
$\alpha\beta$ –IFF	8.6 %	4.7 %	4.7 %	6.7 %
IFF filtré	12 %	6.2 %	8.1 %	9.8 %
PIFF	12.5 %	16.6 %	9.4 %	16.5 %

Tableau 9 : Valeurs RMS sans contrôle et pourcentage de réduction de cette valeur pour chaque loi de de contrôle et chaque signal d'accélération

Les signaux de contrôle de l'actionneur n°1 V_{a1} et leur DSP sont respectivement tracés pour les trois contrôleurs sur la Figure 3.61 et la Figure 3.62. L'actionneur permet d'introduire un déplacement de 60 μm sur la plage de tensions électriques entre -20 et 140 V, plage qui a été limitée entre -16 et 136 V par précaution. Seul le contrôleur IFF filtré atteint légèrement cette limite. La puissance requise pour l' $\alpha\beta$ -IFF est la plus faible, avec une valeur RMS de 0.0108 pour le signal de contrôle. Le signal de l' $\alpha\beta$ -IFF nécessite une amplitude crête à crête inférieure à 40 V pour une bonne performance avec par exemple une

diminution de 6 dB sur le mode à 36 Hz sur les accélérations 1 et 3. Ce contrôleur peut être une bonne solution si la puissance disponible de l'actionneur est faible. Pour l'IFF filtré, la valeur RMS est de 0.0184, le contrôleur PIFF nécessite donc légèrement moins de puissance, avec une valeur RMS de 0.0155, ce qui limite ici la saturation du signal de l'actionneur.

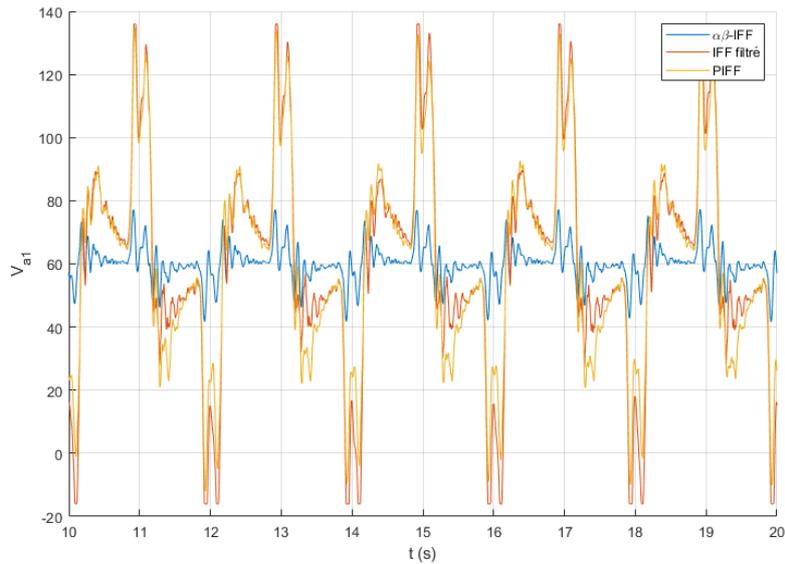


Figure 3.61 : Signal de l'actionneur V_{α_1} avec l' $\alpha\beta$ -IFF (bleu), avec l'IFF filtré (rouge) et avec le PIFF (jaune)

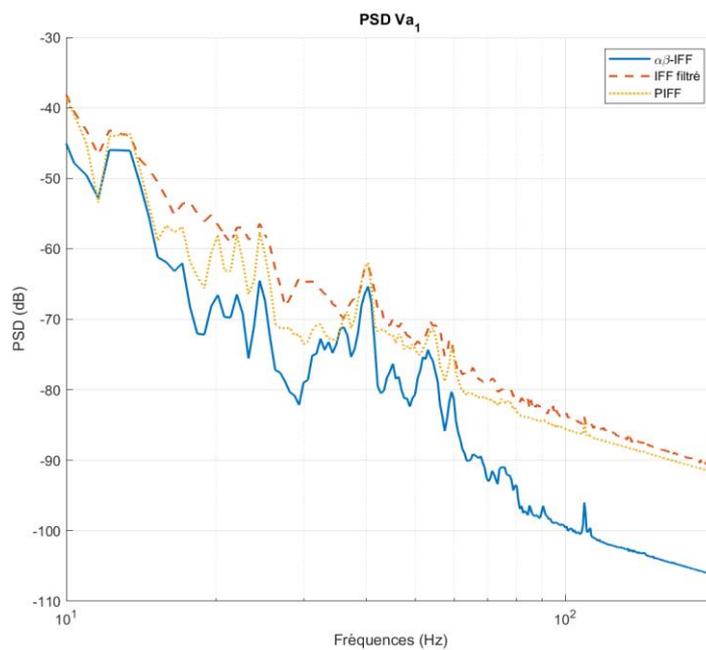


Figure 3.62 : DSP du signal de l'actionneur V_{α_1} avec l' $\alpha\beta$ -IFF (bleu), avec l'IFF filtré (rouge) et avec le PIFF (jaune)

3.5.3. Tendons actifs sur les câbles 4 et 6

D'après la Figure 3.28, de meilleurs résultats pourraient être obtenus pour la configuration de câbles actifs 4 et 6. Cette section se focalise donc sur cette configuration de câbles actifs qui permet de tester le tendon sur un câble

actionné par un moteur et vérifier que les deux contrôleurs conservent leur efficacité et n'interagissent pas. Dans cette section, seul le contrôleur IFF filtré est utilisé.

L'optimisation paramétrique de la section 3.5.1 est répétée sur le contrôleur : les pulsations des filtres sont optimisées en premier à gain constant $g_4 = g_6 = 500$ pour minimiser la valeur RMS de la première composante de l'accéléromètre, puis les gains des deux tendons actifs sont optimisés. Les paramètres suivants sont obtenus : $\omega_{PB} = 2 * \pi * 700$ rad/s, $\omega_{PH} = 2 * \pi * 40$ rad/s, $g_4 = 1000$ et $g_6 = 1000$.

L'expérience est reproduite durant 300 secondes sans contrôle puis avec le contrôleur IFF filtré avec ces paramètres. La Figure 3.63 montre les DSP des signaux d'accélération obtenus. Le contrôle actif permet de réduire les amplitudes de tous les modes du robot. Le Tableau 10 récapitule les réductions de vibration obtenues avec le contrôle pour les trois principaux modes et donne aussi la diminution de la valeur RMS par rapport à l'essai sans contrôle. Au niveau des réductions d'amplitude des modes, les résultats obtenus sont meilleurs pour 3 modes sur les 9 en comparaison avec la configuration 1 et 7 de câbles, à savoir le mode à 37 Hz du premier signal de l'accéléromètre, celui à 26 Hz du deuxième signal et celui à 44 Hz du troisième signal de l'accéléromètre. En revanche, les résultats sont meilleurs que la configuration 1 et 7 pour les signaux 2 et 3 de l'accéléromètre au niveau de la réduction de la valeur RMS et la réduction est quasiment égale pour le premier signal. En effet, la configuration de câbles actifs 4 et 6 permet d'atteindre entre 10.9 et 16.5 % de réduction de la valeur RMS.

Il est cependant important de nuancer cette comparaison entre les deux configurations, car elles ont été testées à plusieurs mois d'intervalle et passer d'une configuration à une autre nécessite de démonter quatre câbles, ce qui peut avoir une influence sur certains paramètres. En effet, un décalage d'environ 1 Hz est observé sur certains modes entre les deux essais. Ce décalage peut aussi être expliqué par le déplacement des masses des tendons actifs.

Les résultats obtenus montrent que l'utilisation de deux tendons actifs est suffisamment robuste pour permettre de diminuer les niveaux de vibrations de tous les modes pour différentes configurations. La mise à jour des réglages des filtres et des gains conduit à des résultats qui sont proches des réglages de la configuration 1 et 7.

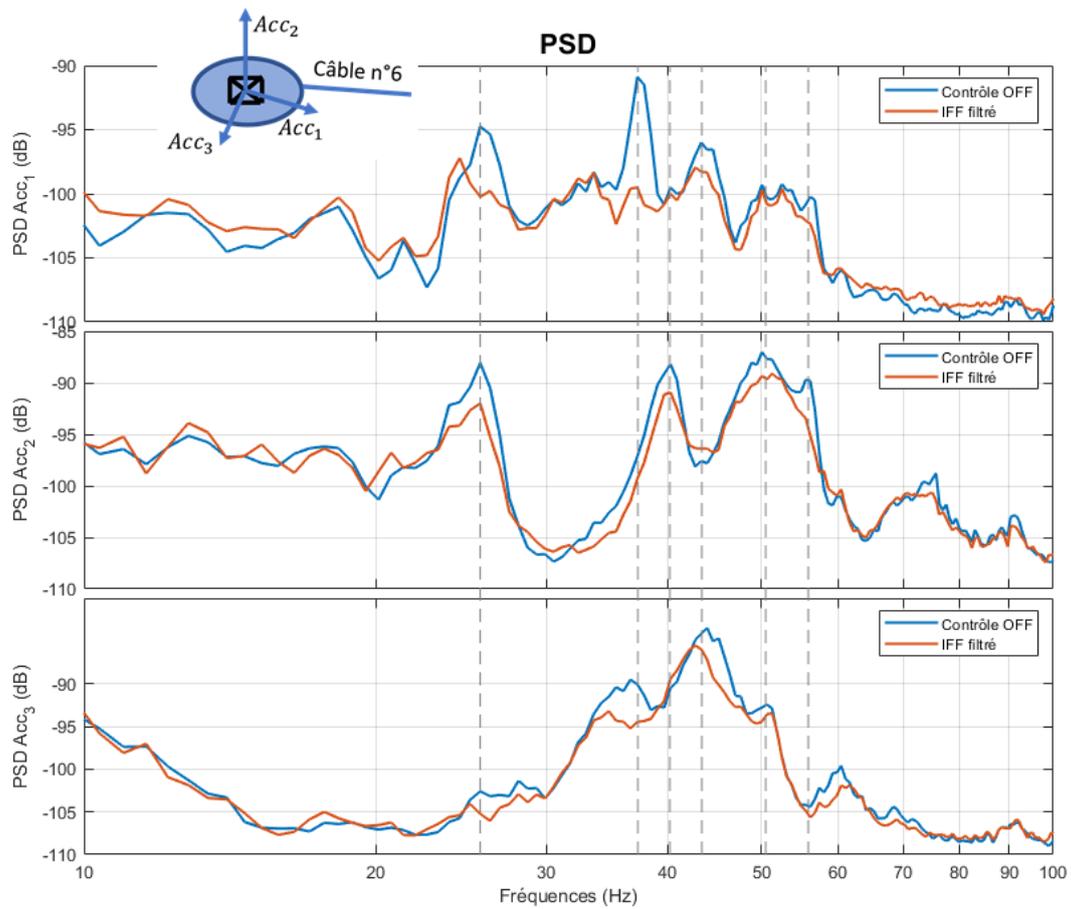


Figure 3.63 : DSP des signaux d'accélération sans contrôle (bleu) et avec l'IFF filtré (rouge)

Acc₁	Fréquences (Hz)	26	37	43	RMS (%)
	IFF filtré (dB)	2.44	8.64	1.93	10.9
Acc₂	Fréquences (Hz)	26	40	50	RMS (%)
	IFF filtré (dB)	3.92	2.72	2.08	13.7
Acc₃	Fréquences (Hz)	37	44	51	RMS (%)
	IFF filtré (dB)	3.69	2.05	1.02	16.5

Tableau 10 : Réduction de vibration pour les trois principaux modes pour l'IFF filtré et diminution de la valeur RMS

3.6. Conclusion

Cette partie s'est focalisée sur l'intégration d'un dispositif de contrôle actif sur des RPC, déjà utilisé sur plusieurs structures fixes à câbles (Achkire et Preumont 1996; A. Preumont et al. 2016; M. Verma et al. 2020), constitué d'un actionneur et d'un capteur piézoélectriques.

Le premier chapitre fait l'objet d'une étude préliminaire analytique et expérimentale sur le RP2C conçu en partie 2. La modélisation du comportement d'un tendon actif sur un RP2C a permis de comprendre que l'autorité du système actif dépend de la raideur des câbles, de leur tension et du mode vibratoire considéré. Selon le mode observé, le réglage optimum de la loi de contrôle sera différent.

Les matrices du RP8C sont utilisées dans le deuxième chapitre pour étudier la stabilité du système actif, pour prévoir l'autorité selon les modes et pour mesurer la performance en fonction des configurations de câbles actifs. Les lieux des pôles montrent qu'il n'est pas forcément souhaitable d'avoir 8 câbles actifs, sans compter le coût et l'encombrement alors obtenu. Il est théoriquement possible d'obtenir une réduction des vibrations d'un facteur trois avec seulement deux tendons actifs. Seul deux tendons actifs ont donc été utilisés dans le reste du manuscrit. Trois contrôleurs sont introduits et comparés : l' $\alpha\beta$ -IFF, l'IFF filtré et une version améliorée de ce dernier pour augmenter l'amortissement obtenu : le PIFF.

Le modèle dynamique linéaire utilisé dans le second chapitre est complété dans le troisième chapitre pour réaliser des simulations temporelles non linéaires sur un RP8C : les matrices du robot dépendent de la pose de l'effecteur et les signaux des actionneurs piézoélectriques sont bornés par leurs valeurs limites. Deux types d'excitation ont été utilisés : un bruit blanc ajoutée à la tension du câble motorisé et une variation de la tension du même câble en série de fonctions *step5*. Dans les deux cas, le contrôleur, dont les paramètres ont été optimisés avec un algorithme génétique, présente une bonne réduction des vibrations sur l'accélération de l'effecteur. Cependant, la saturation sur les signaux des actionneurs peut diminuer les performances du contrôle vibratoire.

Le quatrième chapitre décrit la mise en place du prototype de RP8C ainsi que des essais préliminaires. Une réflexion sur l'excitation à utiliser pour les essais expérimentaux a été menée. Utiliser un actionneur piézoélectrique excite la plage fréquentielle contenant les six modes du robot mais l'excitation de l'actionneur ne correspond pas à une excitation qui serait causée par les moteurs du robot et son déplacement. Dans le cas d'une excitation avec le moteur électrique, il est montré que les excitations de type bruit et *step* sollicitent les profilés du bâti ce qui dégrade les performances du contrôle actif au second plan. Il est donc choisi d'utiliser un moteur piloté sans à-coups avec des fonctions *step5*.

Le cinquième chapitre présente l'optimisation paramétrique des trois lois de contrôle sur les tendons actifs des câbles 1 et 7, ainsi que les résultats obtenus après optimisation. Le contrôle actif permet de réduire l'amplitude de tous les modes, avec jusqu'à 7 dB de diminution sur certains modes. Le contrôleur IFF filtré est meilleur en termes de réduction de vibrations que le contrôleur $\alpha\beta$ -IFF, cependant l' $\alpha\beta$ -IFF demande moins de puissance et peut être la meilleure solution dans certaines applications. Le contrôleur PIFF permet l'amélioration des performances vibratoires en plus de demander moins d'amplitude sur le signal de l'actionneur. Les tendons actifs ont ensuite été déplacés sur les câbles 4 et 6. Tous les modes sont de nouveaux réduits et ces niveaux de réduction sont plus ou moins importants qu'avec la première configuration selon les modes. Les performances en termes de diminution de valeur RMS sont meilleures avec la seconde configuration, avec par exemple une diminution de 16.5 % pour le troisième signal de l'accéléromètre. Pour les deux configurations, la performance est mesurée avec un capteur non présent dans la boucle de contrôle et les vibrations mesurées sont donc plus difficiles à amortir que celles mesurées par les capteurs de force des boucles de contrôle. Ainsi les résultats obtenus montrent une bonne efficacité du contrôle actif.

La prochaine partie propose une liaison entre les deux thèses du projet CabFab. Deux tendons actifs seront introduits sur le modèle dynamique du RP8C de SIGMA Clermont présenté dans la thèse de D. Gueners (D. Gueners 2021).

4. Intégration du contrôle vibratoire sur le modèle dynamique de SIGMA Clermont

Cette partie se focalise sur l'intégration de deux tendons actifs sur le modèle utilisé par D. Gueners dans les simulations du Chapitre 5 de sa thèse (D. Gueners 2021) qui s'est déroulé à l'Ecole d'ingénieurs SIGMA Clermont dans le cadre du projet CabFab. L'objectif est de tester les performances du contrôle vibratoire sur un RP8C piloté par huit moteurs.

4.1. Présentation du modèle avec contrôle actif

Le modèle dynamique du RP8C visible sur la Figure 4.1 est présenté en détail dans le paragraphe 3.2.3 de la thèse de D. Gueners. Il est semblable au modèle utilisé dans la section 3.3.1 de ce manuscrit : les câbles sont identiques ainsi que leur configuration, les structures sont de même taille et les points de sortie des poulies sont similaires. L'effecteur de D. Gueners est semblable mais plus grand : il est en homothétie de rapport 2 par rapport à celui du prototype de RP8C utilisé dans cette thèse. Son rayon est $r_e = 0.10$ m et sa masse est aussi plus importante avec $m_e = 2.565$ kg.



Figure 4.1 : Photo du RP8C réalisé durant la thèse de D. Gueners

Les principales différences avec le modèle présenté en section 3.3.1 sont :

- un modèle dynamique intégrant la force centrifuge et la force de Coriolis ;

- l'utilisation de huit moteurs commandés en longueur ;
- un contrôleur intégrant un algorithme de distribution des forces.

Sans tendon actif, la force dans le $i^{\text{ème}}$ câble F_i dépend de son module d'élasticité $E_{\text{câble}}$, de sa section a , de sa longueur à vide l_{0i} et sa longueur apparente l_i :

$$F_i = \frac{E_{\text{câble}} a}{l_{0i}} (l_i - l_{0i}) \quad (4.1)$$

En complément, deux tendons actifs sont ajoutés sur les câbles 1 et 7, comme dans les expérimentations développées dans le chapitre 3.5. Les tensions de ces deux câbles F_i sont donc modifiées par les déplacements Δ_i introduits par les actionneurs piézoélectriques :

$$F_i = \frac{E_{\text{câble}} a}{l_{0i}} (l_i - \Delta_i - l_{0i}) \quad (4.2)$$

Il est choisi d'utiliser le contrôleur IFF filtré avec les fréquences des filtres de l'optimisation paramétrique $\omega_{PB} = 2\pi * 300$ rad/s et $\omega_{PH} = 2\pi * 20$ rad/s, ainsi qu'un gain de $g_{IFF} = 500$ pour les deux tendons actifs. La configuration finale du modèle dynamique du RP8C avec le contrôle actif est présentée sur la Figure 4.2.

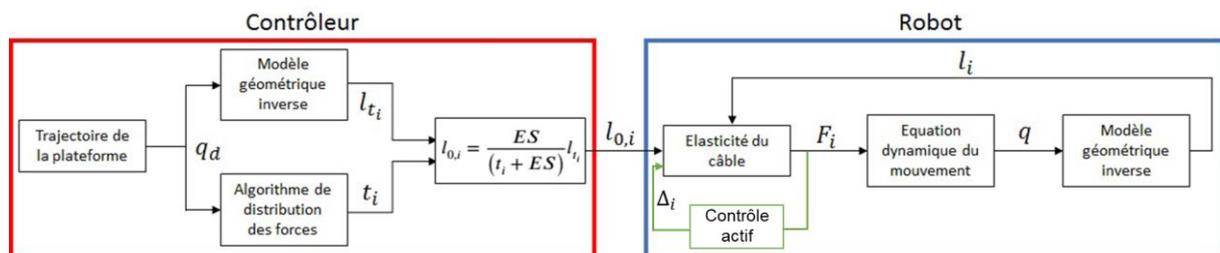


Figure 4.2 : Organigramme du modèle de D. Gueners avec contrôle actif

4.2. Résultats pour une trajectoire circulaire

La trajectoire effectuée dans cette section est un cercle horizontal de rayon $r_{ref} = 0.1$ m centré en $(0; 0; -0.2)$. L'évolution de l'angle du cercle est effectuée en fonction step5 dans le sens anti-horaire. Deux trajectoires sont étudiées : une trajectoire rapide, avec un cercle complet en 1.18 s pour une vitesse maximale de 1 m/s au milieu de la trajectoire et une trajectoire lente, en 5.9 s pour une vitesse 5 fois plus faible. Dans les deux cas, une seconde de pause sans contrôle est ajoutée au début des simulations pour décharger les capteurs de force, afin que le signal envoyé à l'actionneur ne dépasse pas dès le début de la simulation ses limites fixées à $[-80 \text{ V}, 80 \text{ V}]$. Pour chaque trajectoire, une simulation est réalisée sans contrôle et une simulation avec un gain $g_{IFF} = 500$.

Les trajectoires avec une erreur amplifiée 20 fois sont tracées sur la Figure 4.3, soit :

$$[x_{traj}, y_{traj}]^T - 20 * erreur = \left(20[x, y]^T - 19[x_{traj}, y_{traj}]^T \right) \quad (4.3)$$

Sur la Figure 4.4 est représentée l'erreur radiale de l'effecteur $|r_{ref} - \|[x, y]^T\||$. Pour la trajectoire rapide, l'erreur radiale dépasse 0.8 mm dès le premier quart de trajectoire, alors qu'elle est inférieure à 0.5 mm pour la trajectoire lente sur le premier quart, donc l'erreur est plus grande pour une trajectoire plus rapide. Cependant, à la fin de la trajectoire lente, une erreur de trajectoire plus importante est observée. En effet, il n'y a aucun amortissement dans le calcul, donc l'énergie n'est pas dissipée pour la simulation sans contrôle actif, d'où une augmentation des vibrations avec le temps.

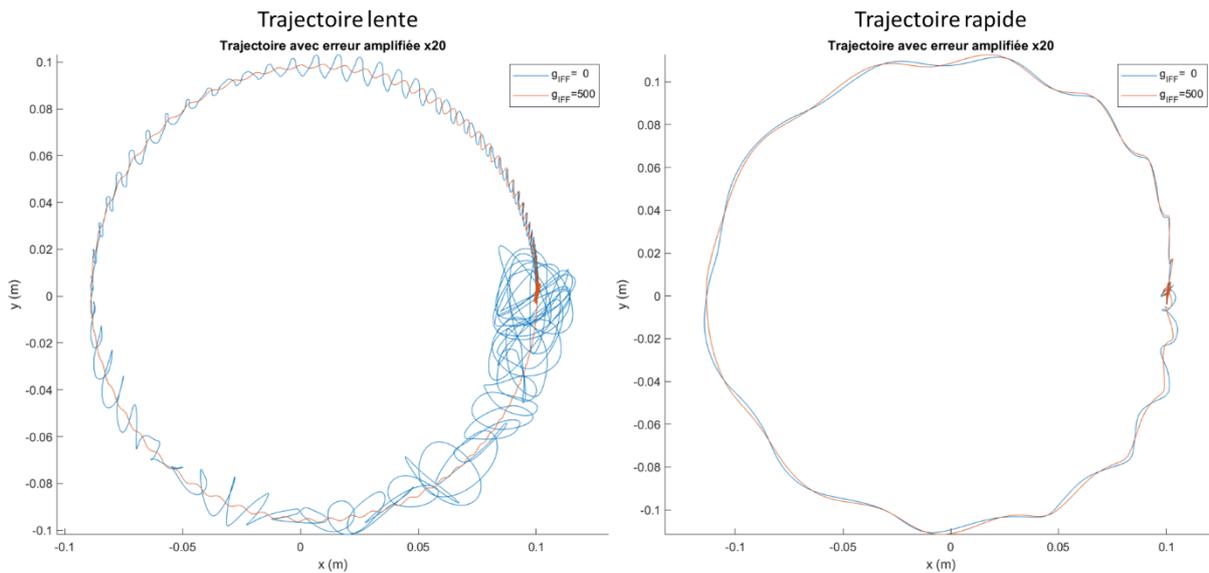


Figure 4.3 : Position avec une erreur multipliée par 20 avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite

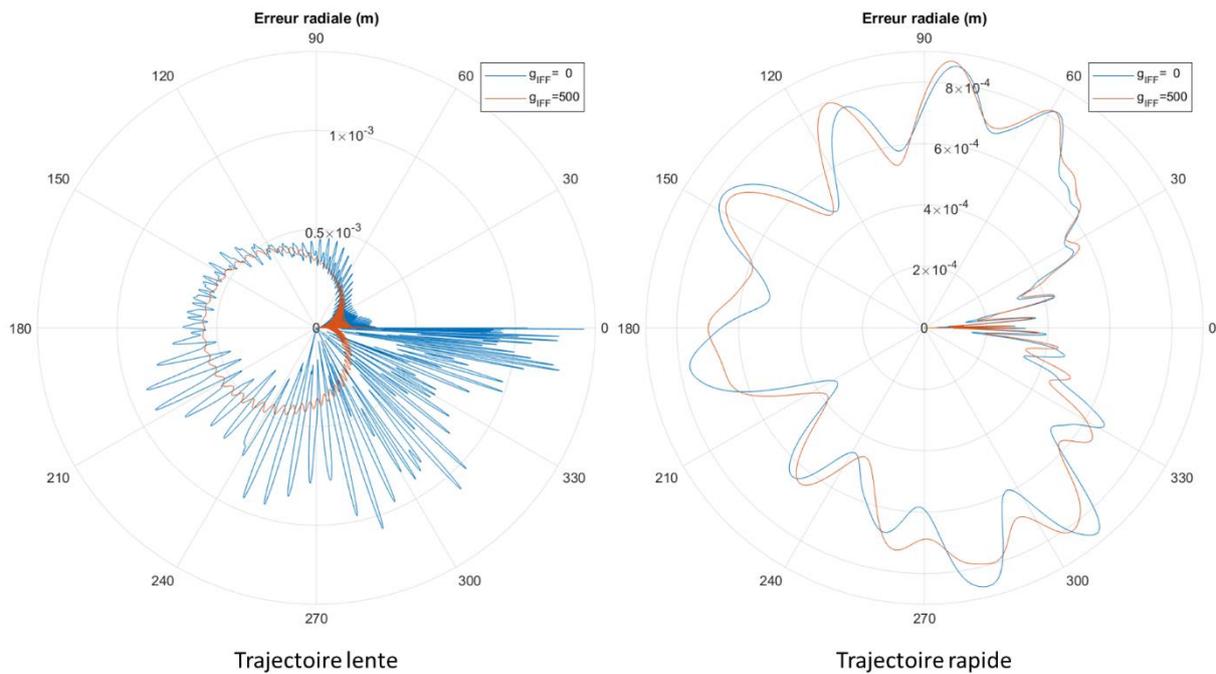


Figure 4.4 : Evolution de l'erreur radiale de l'effecteur avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite

L'effet du contrôle actif est très marqué sur la trajectoire lente, avec une importante diminution des vibrations, mais il est moins visible sur la trajectoire rapide. En effet, la trajectoire rapide ne génère qu'une quinzaine de périodes d'oscillations de la position horizontale, ce qui rend plus difficile l'observation d'une diminution d'amplitude. Les performances du contrôle vibratoire sont plus observables sur les autres degrés de liberté. Sur la trajectoire lente est aussi possible de remarquer que le contrôle vibratoire ne réduit pas seulement les vibrations mais aussi l'erreur radiale en moyenne.

La Figure 4.5 et la Figure 4.6 montrent respectivement la position verticale z de l'effecteur et les angles de rotations de l'effecteur $[\psi, \theta, \phi]^T$. Le contrôle actif permet de réduire les vibrations de ces degrés de liberté pour les deux trajectoires. Sur la Figure 4.7 sont tracés les signaux des deux actionneurs F_{a1} et F_{a7} . Le contrôle est moins efficace pour la trajectoire rapide car la fluctuation des tensions est plus grande ce qui entraîne une saturation de l'actionneur. Pour la trajectoire rapide, une optimisation des paramètres de la loi de contrôle ou l'utilisation d'actionneurs avec des valeurs limites plus séparées peuvent permettre d'améliorer les performances du contrôle vibratoire.

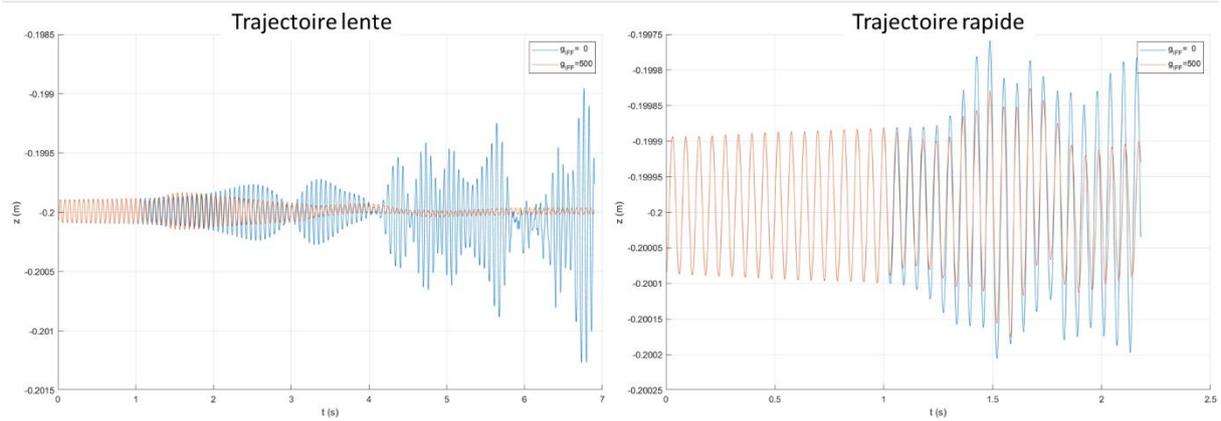


Figure 4.5 : Evolution de la position z de l'effecteur avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite

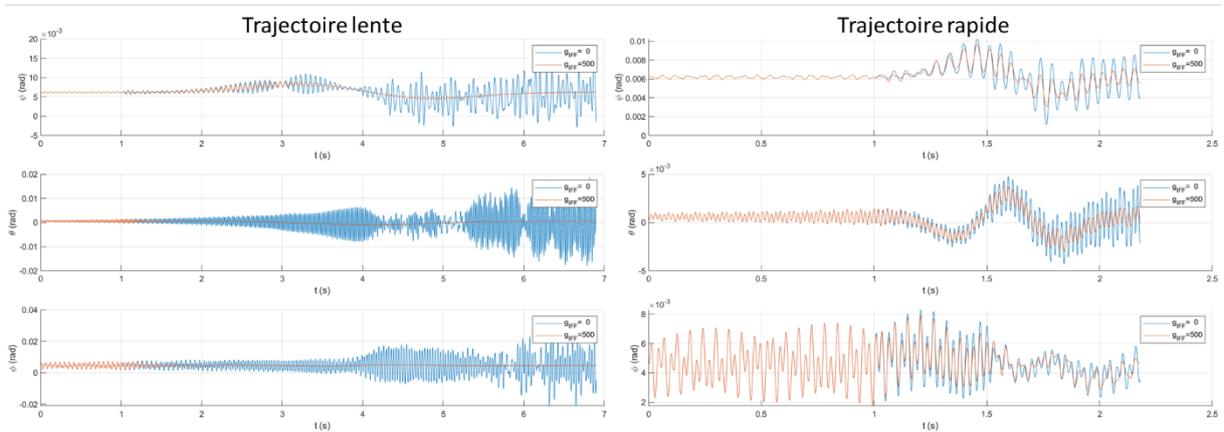


Figure 4.6 : Evolution des angles de rotation de l'effecteur avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite

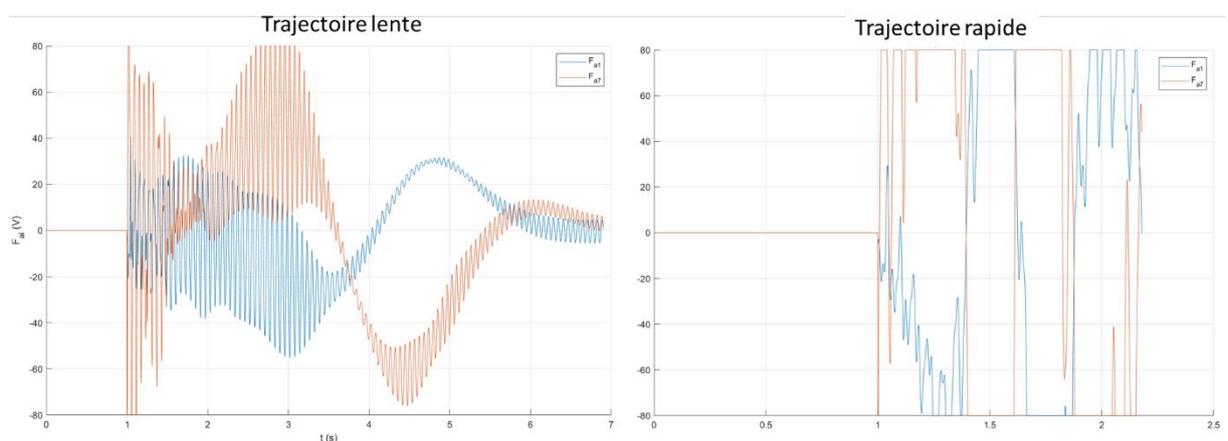


Figure 4.7 : Evolution des signaux des actionneurs F_{ai} avec une vitesse maximale de 0.2 m/s à gauche et de 1 m/s à droite

4.3. Résultats pour une trajectoire en spirale

La trajectoire effectuée dans cette section est une spirale centrée sur l'axe \vec{Oz} , de rayon $r_{ref} = 0.1$ m et avec un point de départ de coordonnées $(0.1; 0; -0.2)$. L'évolution de l'angle θ du cercle est effectuée en fonction *step5* dans le sens anti-horaire. Dix tours sont effectués en 11.8 secondes pour une vitesse maximale de 1 m/s au milieu de la trajectoire et l'évolution de l'altitude z est linéaire en fonction de l'angle θ , avec une élévation de 1 mm par tour :

$$z(t) = z_0 + 0.001 * \frac{\theta(t)}{2\pi} \quad (4.4)$$

La trajectoire effectuée peut s'apparenter à l'impression 3D d'un tube. Une simulation est réalisée sans contrôle et une simulation avec un gain $g_{IFF} = 500$. Une seconde de pause sans contrôle est ajoutée au début des simulations pour décharger les capteurs de force, afin que le signal envoyé à l'actionneur ne dépasse pas dès le début de la simulation ses limites fixées à $[-80 \text{ V}, 80 \text{ V}]$. Par rapport aux simulations effectuées en 4.2, une dissipation d'énergie est introduite par la présence d'un coefficient de frottement sur la vitesse de l'effecteur. Ce coefficient est arbitrairement fixé à -0.5 pour éviter une amplification trop importante des vibrations sans contrôle. Ce terme est évidemment conservé pour la simulation avec le contrôle actif.

La Figure 4.8 représente l'évolution de la position de l'effecteur pour les deux calculs. L'effet du contrôle actif est visible sur la trajectoire. Des vibrations en z pour le calcul sans contrôle sont principalement observées, mais les déplacements verticaux sont zoomés par rapport à l'échelle de x et de y et l'erreur en z est en réalité inférieure à celles en x et y . L'erreur en x atteint respectivement 1.5 mm et 1.3 mm au milieu de la trajectoire sans et avec contrôle et l'erreur en y atteint respectivement 1.2 mm et 0.8 mm au milieu de la trajectoire sans et avec contrôle. L'évolution de l'erreur radiale $|r_{ref} - \|[x, y]^T\||$ est tracée sur la Figure 4.9. Pour la position z de l'effecteur, l'erreur est inférieure à 0.5 mm sans contrôle et inférieure à 0.2 mm avec contrôle. L'évolution de la position z est tracée sur la Figure 4.10. Les vibrations de la position z sont très bien supprimées. Sur l'erreur radiale, les vibrations aux fréquences des modes du robot entre 15 et 50 Hz sont bien réduites mais il persiste des vibrations à une fréquence d'environ 1.5 Hz. Ces vibrations sont liées à la trajectoire et les tendons actifs n'ont pas d'autorité sur ces vibrations, car la fréquence du filtre passe-haut est de 20 Hz. La Figure 4.11 présente l'évolution des angles de rotation de l'effecteur. Les mêmes conclusions sont retrouvées sur les angles de rotation, avec des vibrations basses fréquences liées à la trajectoire non réduites et des vibrations aux modes du robot supprimées avec le contrôle actif. Alors qu'avec la trajectoire circulaire rapide, les performances du contrôle actif étaient peu visibles, la trajectoire en spirale permet d'obtenir de très bons résultats pour une vitesse de déplacement similaire.

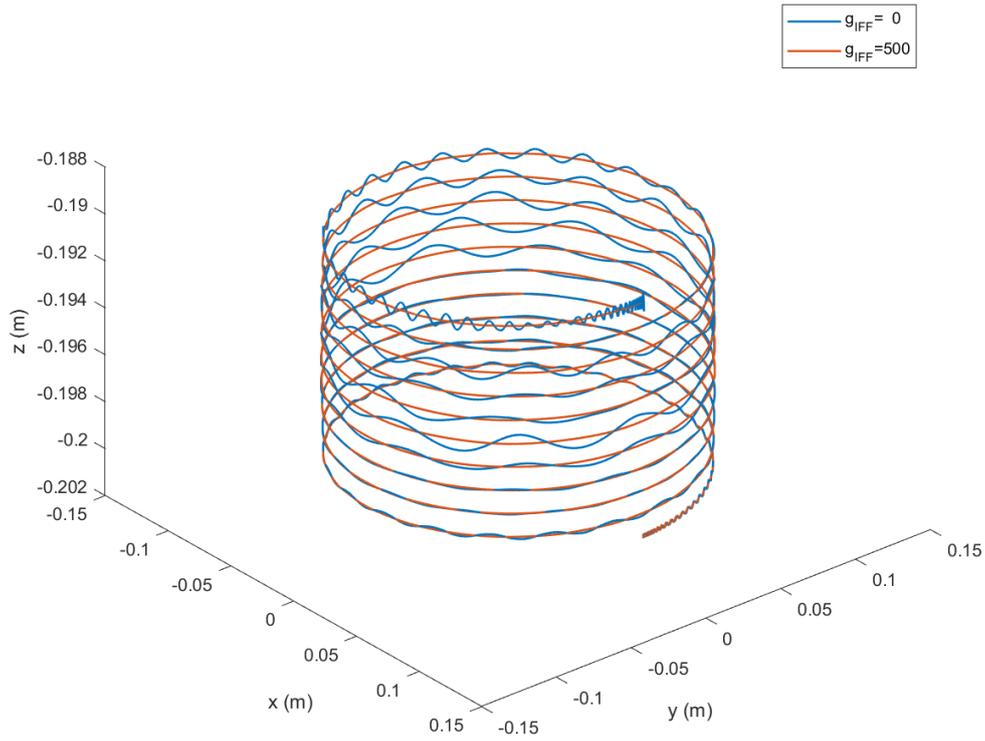


Figure 4.8 : Evolution de la position de l'effecteur

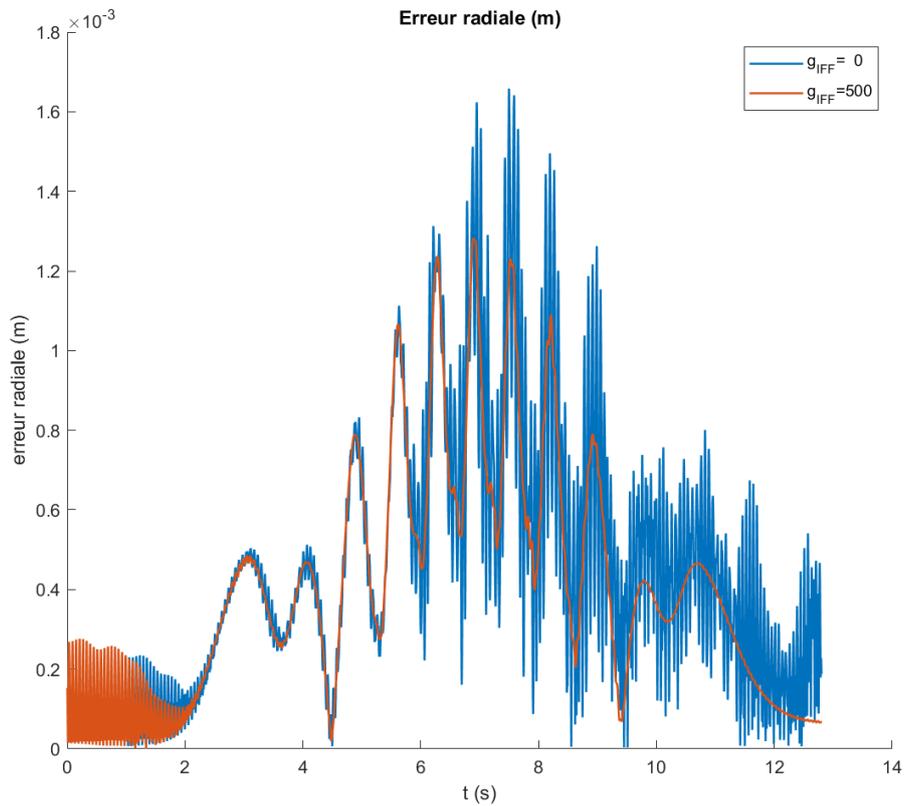


Figure 4.9 : Evolution de l'erreur radiale de l'effecteur

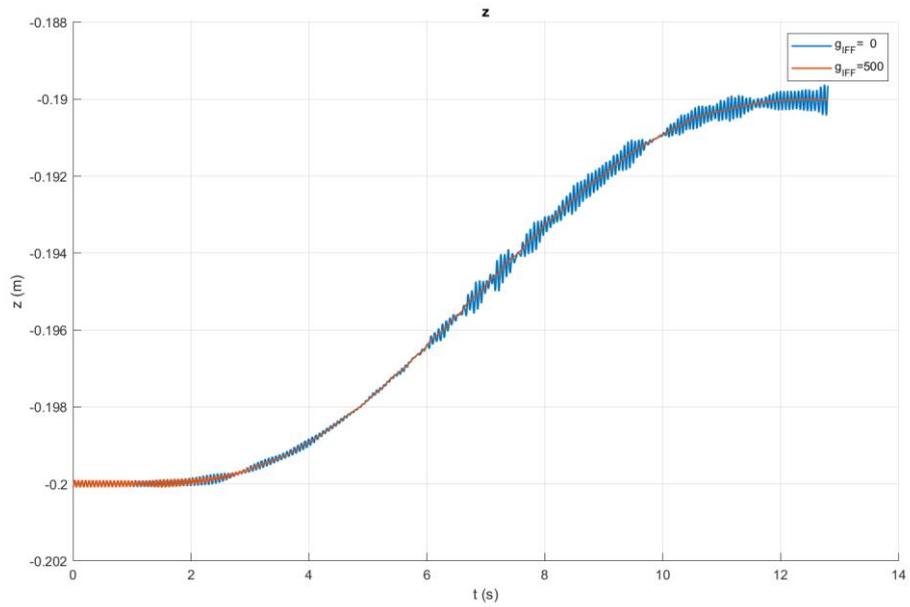


Figure 4.10 : Evolution de la position z de l'effecteur

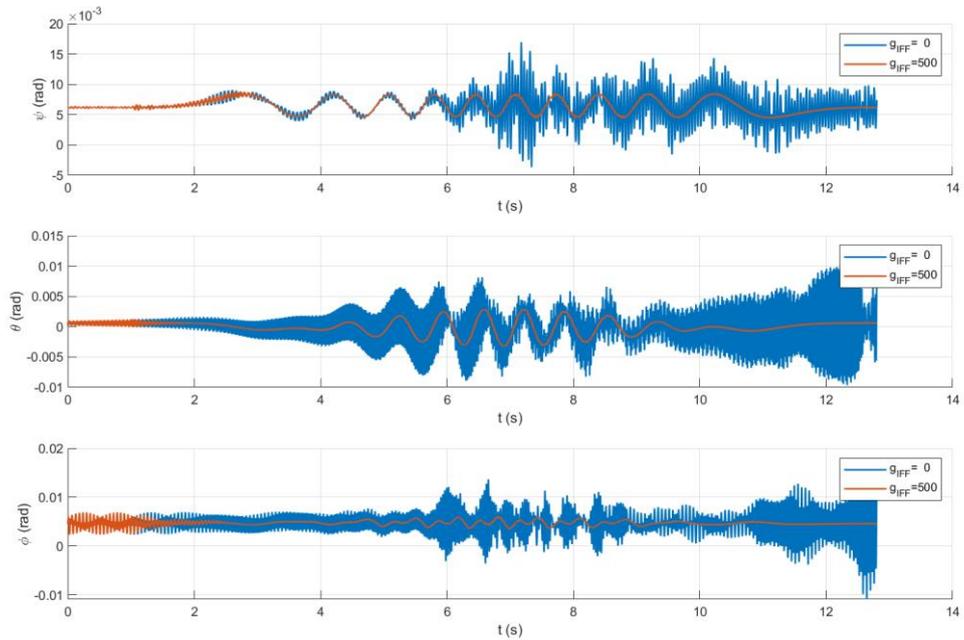


Figure 4.11 : Evolution des angles de rotation de l'effecteur

Conclusion générale

Première partie

Le travail réalisé durant cette thèse porte sur les RPC, la compréhension de leur comportement, la synthèse de contrôleurs pour suivre une trajectoire et l'intégration de tendons actifs sur les RPC. La première partie du manuscrit présente les concepts étudiés durant la thèse. Les caractéristiques des RPC leur confèrent de nombreux avantages et leur permettent d'être utilisés dans de nombreux domaines comme la manutention, l'assistance aux personnes ou la visualisation. Cependant, leur comportement complexe rend la commande de leurs moteurs difficile et leur faible raideur les rend sujets aux vibrations. Pour répondre à ces deux problématiques, plusieurs contrôleurs ont été introduits pour le suivi de trajectoire et des méthodes d'actionnement et de contrôle actif permettent de réduire les vibrations de l'effecteur d'un RPC. La suite de la thèse est découpée en deux principales parties qui apportent des solutions à la problématique de commande et aux problèmes des vibrations.

Deuxième partie

La seconde partie s'est focalisée sur la compréhension du comportement d'un RPC, la synthèse de contrôleurs pour suivre une trajectoire et enfin la conception et la réalisation d'un prototype à deux câbles avec un degré de liberté pour tester les contrôleurs introduits. Les modèles dynamiques introduits pour les RPC ont permis de tester en simulation trois contrôleurs pour le suivi de trajectoire. Les contrôleurs introduits sont composés d'un correcteur PID auquel est ajouté un modèle servant à anticiper le comportement du robot afin d'améliorer les performances. Le premier modèle d'anticipation est le MDI du RPC, le second un iPID basé sur l'hypothèse d'un comportement linéaire ultra local et le troisième repose sur un réseau de neurones entraîné par des données issues du comportement du robot piloté par un PID seul. Les contrôleurs ont été testés en simulation sur un RP2C et un RP8C, puis testés sur un prototype expérimental de RP2C. Dans les trois cas, les contrôleurs introduits permettent d'améliorer la précision et la rapidité du correcteur PID. En expérimental, le PID avec MDI améliore peu le correcteur PID, car le modèle dynamique mis en place pour concevoir les contrôleurs s'est avéré trop éloigné de la réalité. Les deux autres contrôleurs conduisent à améliorer grandement les performances du PID sans connaissance particulière sur le système.

Troisième partie

La troisième partie présente l'intégration d'un dispositif de contrôle actif de vibration sur des RPC, tendon actif constitué d'un actionneur et d'un capteur

piézoélectriques. Dans un premier temps, ce tendon actif est intégré sur le prototype de RP2C de la seconde partie. Une diminution des vibrations est observée mais limitée par la saturation de l'actionneur. Une étude analytique sur le RP2C avec le tendon actif permet de montrer que l'autorité d'un tendon actif dépend de la raideur des câbles, de leur tension et du mode vibratoire considéré. La suite de la troisième partie se concentre sur l'intégration du contrôle actif sur un RP8C. Des méthodes numériques linéaires sont présentées pour étudier la stabilité du système actif, son autorité et ses performances. Elles sont utilisées pour choisir une configuration de câbles actifs et concevoir des contrôleurs adaptés. Trois contrôleurs sont proposés et comparés : l' $\alpha\beta$ -IFF, l'IFF filtré et une version améliorée de ce dernier, le PIFF. Des simulations temporelles non linéaires sont effectuées sur un RP8C. Les paramètres des contrôleurs sont optimisés avec un algorithme génétique. Une réduction de 6 à 13 dB est obtenue sur les modes sollicités du RPC. Les simulations ont montré que les performances du contrôle actif sont limitées quand le signal envoyé à l'actionneur piézoélectrique sature aux valeurs limites imposées. Un second prototype est ensuite réalisé avec des tendons actifs intégrés sur les câbles 1 et 7 pour tester les performances du contrôle actif. Une réflexion sur le mode d'excitation à utiliser est menée et il est choisi d'utiliser un moteur électrique régulé par un correcteur PI pour effectuer des allers-retours angulaires avec la fonction *step5*. Une optimisation paramétrique est menée sur les trois lois de contrôle. Les trois contrôleurs permettent de réduire les amplitudes vibratoires de tous les modes, l'IFF filtré est meilleur que l' $\alpha\beta$ -IFF et le PIFF présente les meilleures performances, en plus de demander moins d'amplitude sur le signal de l'actionneur. L' $\alpha\beta$ -IFF demande encore moins d'amplitude de signal pour les actionneurs et peut être la meilleure solution dans des applications où la puissance disponible est limitée. Les performances obtenues en expérimentations sont moins bonnes qu'en simulation, en partie car aucun recalage n'a été effectué sur les modèles et des phénomènes importants comme les frottements n'ont pas été introduits. En effet, l'absence d'amortissement dans les modèles rend la réduction des vibrations plus facile qu'en expérimental. Une autre configuration, qui présente en théorie de meilleures performances, est aussi testée dans la partie expérimentale : les tendons actifs sont déplacés sur les câbles 4 et 6. Tous les niveaux vibratoires des modes du RP8C sont de nouveau réduits. Selon les modes, la réduction des amplitudes est diminuée ou augmentée en comparaison avec la configuration 1 et 7, mais en termes de valeur RMS, les résultats obtenus sont meilleurs qu'avec la configuration précédente.

Quatrième partie

La quatrième partie présente un lien entre les deux thèses du projet CabFab. Deux tendons actifs sont introduits sur le modèle dynamique du RP8C de SIGMA Clermont présenté dans la thèse de D. Gueners (D. Gueners 2021). Le modèle intègre huit moteurs et un algorithme de distribution des tensions, ce qui permet

d'effectuer des trajectoires multidirectionnelles plus complexes que dans la partie précédente. Une très bonne réduction des vibrations est observée pour une trajectoire circulaire lente et les performances sont moins marquées pour une trajectoire circulaire rapide. Une trajectoire en spirale est aussi effectuée pour simuler l'impression 3D d'un tube avec le RP8C. Sur tous les degrés de liberté, les vibrations sont réduites avec le contrôle actif et tous les modes du robot sont complètement amortis. Seules des vibrations basses fréquences persistent, elles correspondent à la trajectoire effectuée.

Perspectives

La principale perspective est l'intégration des travaux réalisés durant la thèse sur le prototype de l'école SIGMA Clermont. Dans un premier temps, l'implémentation des trois contrôleurs introduits dans la deuxième partie serait intéressante pour évaluer leurs performances en termes de suivi de trajectoire et pour les comparer à des contrôleurs de RPC déjà existants. Dans un second temps, l'intégration de tendons actifs sur un prototype avec 8 moteurs permettrait d'effectuer des trajectoires plus complexes et d'évaluer l'effet du contrôle actif sur la précision de l'impression d'une pièce.

En complément, certains axes développés dans ce manuscrit mériteraient d'être approfondis ou améliorés. Les modèles utilisés pour les RPC pourraient être recalés avec la partie expérimentale pour améliorer leurs capacités prédictives. Ensuite, l'optimisation paramétrique effectuée dans les expérimentations finales ne permet que de trouver des optimums locaux, à cause de la séparation en plusieurs optimisations de deux paramètres. De plus, les fréquences des filtres et des paramètres α et β et l' $\alpha\beta$ -IFF ont été fixés égaux pour les deux tendons actifs, ce qui peut limiter leurs performances. En effet, les fréquences des filtres obtenus dans les sections 3.5.2 et 3.5.3 sont différentes. Par exemple, une optimisation génétique sur le prototype pourrait permettre de régler plus de paramètres sans avoir à tester toutes les combinaisons de paramètres. Enfin, un contrôleur introduit dans (F. Lacaze et al. 2020), permettant d'améliorer les performances du contrôle actif, n'a pas été testé et présenté dans ce manuscrit : l'IFF avec un retour sur l'intégrale double de la force mesurée par le capteur. Quelques essais ont été effectués avec ce contrôleur, mais aucun effet n'a été observé. Une étude approfondie serait nécessaire pour implémenter ce contrôleur en expérimentations, comme par exemple la conception d'un filtre adapté à la double intégration du signal du capteur.

Pour finir, il serait intéressant d'explorer plusieurs axes listés ci-dessous. Pour le TALC (M. Verma et al. 2020), un seul transducteur piézoélectrique est utilisé par tendon actif, la moitié est utilisé comme capteur et l'autre moitié comme actionneur. Il serait intéressant de tester cette conception pour diminuer l'encombrement du tendon actif sur le RP8C. Ensuite, il est théoriquement possible d'améliorer les performances des tendons actifs en utilisant des

actionneurs plus puissants ou permettant des débattements plus importants. De plus, les contrôleurs présentés dans ce manuscrit sont inspirés de l'IFF, mais il existe aussi d'autres méthodes de contrôle qui pourraient être intéressantes à tester sur un RPC. Enfin, utiliser les moteurs pour effectuer du contrôle vibratoire n'était pas l'objectif de la thèse, mais travailler sur la commande des moteurs peut être très intéressant pour effectuer du contrôle vibratoire par exemple sur les modes basses fréquences qui sont difficilement accessibles pour des raisons d'amplitude.

Bibliographie

- Abdelaziz, S., L. Barbé, P. Renaud, M. de Mathelin, et B. Bayle. 2017. « Control of Cable-Driven Manipulators in the Presence of Friction ». *Mechanism and Machine Theory* 107 (janvier): 139-47. <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2016.09.014>.
- Abouaïssa, H., et S. Chouraqui. 2019. « On the Control of Robot Manipulator: A Model-Free Approach ». *Journal of Computational Science* 31 (février): 6-16. <https://doi.org/10.1016/j.jocs.2018.12.011>.
- Achkire, Y., et A. Preumont. 1996. « Active Tendon Control of Cable-Stayed Bridges ». *Earthquake Engineering & Structural Dynamics* 25 (6): 585-97. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1096-9845\(199606\)25:6<585::AID-EQE570>3.0.CO;2-I](https://doi.org/10.1002/(SICI)1096-9845(199606)25:6<585::AID-EQE570>3.0.CO;2-I).
- Agee, J., Z. Bingul, et S. Kizir. 2014. « Tip trajectory control of a flexible-link manipulator using an intelligent proportional integral (iPI) controller ». *Transactions of the Institute of Measurement and Control* 36 (juillet): 673-82. <https://doi.org/10.1177/0142331213518577>.
- Agee, J., S. Kizir, et Z. Bingul. 2013. « Intelligent proportional-integral (iPI) control of a single link flexible joint manipulator ». *Journal of Vibration and Control* 21 (novembre). <https://doi.org/10.1177/1077546313510729>.
- Alikhani, A., S. Behzadipour, S. A. S. Vanini, et A. Alasty. 2009. « Workspace Analysis of a Three DOF Cable-Driven Mechanism ». *Journal of Mechanisms and Robotics* 1 (041005). <https://doi.org/10.1115/1.3204255>.
- Babaghasabha, R., M. A. Khosravi, et H. D. Taghirad. 2015. « Adaptive Robust Control of Fully-Constrained Cable Driven Parallel Robots ». *Mechatronics* 25 (février): 27-36. <https://doi.org/10.1016/j.mechatronics.2014.11.005>.
- Baklouti, S. 2019. « Vibration Analysis and Reduction of Cable-Driven Parallel Robots », 211.
- Baklouti, S., E. Courteille, P. Lemoine, et S. Caro. 2020. « Input-Shaping for Feed-Forward Control of Cable-Driven Parallel Robots ». *ArXiv:2010.11676 [Physics]*, septembre. <https://doi.org/10.1115/1.4048354>.
- Barnett, E., et C. Gosselin. 2015. « Large-Scale 3D Printing with a Cable-Suspended Robot ». *Additive Manufacturing* 7 (juillet): 27-44. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2015.05.001>.
- Baz, A., et J. Ro. 1991. « Active Control of Flow-Induced Vibrations of a Flexible Cylinder Using Direct Velocity Feedback ». *Journal of Sound and Vibration* 146 (1): 33-45. [https://doi.org/10.1016/0022-460X\(91\)90521-K](https://doi.org/10.1016/0022-460X(91)90521-K).
- Begey, J., L. Cuvillon, M. Lesellier, M. Gouttefarde, et J. Gangloff. 2019. « Dynamic Control of Parallel Robots Driven by Flexible Cables and Actuated by Position-Controlled Winches ». *IEEE Transactions on Robotics* 35 (1): 286-93. <https://doi.org/10.1109/TRO.2018.2875415>.

- Behzadipour, S., et A. Khajepour. 2006. « Stiffness of Cable-Based Parallel Manipulators With Application to Stability Analysis ». *Journal of Mechanical Design* 128 (1): 303-10. <https://doi.org/10.1115/1.2114890>.
- Blanchet, L. 2015. « Contribution à la modélisation de robots à câbles pour leur commande et leur conception », 192.
- Borgstrom, P. H., B. L. Jordan, G. S. Sukhatme, M. A. Batalin, et W. J. Kaiser. 2009. « Rapid Computation of Optimally Safe Tension Distributions for Parallel Cable-Driven Robots ». *IEEE Transactions on Robotics* 25 (6): 1271-81. <https://doi.org/10.1109/TRO.2009.2032957>.
- Bossens, F. 2001. « Amortissement actif des structures câblées : de la théorie à l'implémentation ». Brussels, Belgium: Université Libre de Bruxelles.
- Bostelman, R., J. Albus, N. Dagalakis, A. Jacoff, et J. Gross. 1994. « Applications of the NIST Robocrane ». *Robotics and Manufacturing* 5 (janvier).
- Brown, G. 1985. « Skycam : An Aerial Robotic Camera System ». *BYTE* Oct: 122.
- Bruckmann, T., A. Pott, et M. Hiller. 2006. « Calculating Force Distributions for Redundantly Actuated Tendon-Based Stewart Platforms ». In *Advances in Robot Kinematics*, édité par J. Lennarčič et B. Roth, 403-12. Dordrecht: Springer Netherlands. https://doi.org/10.1007/978-1-4020-4941-5_44.
- Chand, A. N., M. Kawanishi, et T. Narikiyo. 2016. « Non-linear model-free control of flapping wing flying robot using iPID ». In *2016 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 2930-37. <https://doi.org/10.1109/ICRA.2016.7487458>.
- Chellal, R. 2016. « Commande Robuste des Robots Parallèles à Câbles avec Mesure Extéroceptive », 225.
- Chellal, R., L. Cuvillon, et E. Laroche. 2017. « Model Identification and Vision-Based H_{∞} Position Control of 6-DoF Cable-Driven Parallel Robots ». *International Journal of Control* 90 (4): 684-701. <https://doi.org/10.1080/00207179.2016.1220623>.
- Chesné, S., A. Milhomem, et C. Collette. 2016. « Enhanced Damping of Flexible Structures Using Force Feedback ». *Journal of Guidance, Control, and Dynamics* 39 (7): 1654-58. <https://doi.org/10.2514/1.G001620>.
- Coroller, H. L., J. Dejonghe, C. Arpesella, D. Vernet, et A. Labeyrie. 2004. « Tests with a Carlina-Type Hypertelescope Prototype - I. Demonstration of Star Tracking and Fringe Acquisition with a Balloon-Suspended Focal Camera ». *Astronomy & Astrophysics* 426 (2): 721-28. <https://doi.org/10.1051/0004-6361:20041088>.
- Dallej, T., M. Gouttefarde, N. Andreff, R. Dahmouche, et P. Martinet. 2012. « Vision-Based Modeling and Control of Large-Dimension Cable-Driven Parallel Robots ». In *2012 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, 1581-86. Vilamoura-Algarve, Portugal: IEEE. <https://doi.org/10.1109/IROS.2012.6385504>.
- Du, J., C. Cui, H. Bao, et Y. Qiu. 2014. « Dynamic Analysis of Cable-Driven Parallel Manipulators Using a Variable Length Finite Element ». *Journal of Computational and Nonlinear Dynamics* 10 (011013). <https://doi.org/10.1115/1.4026570>.

- Duan, Q. J., et X. C. Duan. 2011. « Analysis of Cable-Actuated Parallel Robot with Variable Length and Velocity Cable ». *Procedia Engineering*, CEIS 2011, 15 (janvier): 2732-37. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.08.514>.
- Fang, S., D. Franitza, M. Torlo, F. Bekes, et M. Hiller. 2004. « Motion control of a tendon-based parallel manipulator using optimal tension distribution ». *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 9 (3): 561-68. <https://doi.org/10.1109/TMECH.2004.835336>.
- Fliess, M., et C. Join. 2009. « Model-Free Control and Intelligent PID Controllers: Towards a Possible Trivialization of Nonlinear Control? ». *IFAC Proceedings Volumes* 42 (10): 1531-50. <https://doi.org/10.3182/20090706-3-FR-2004.00256>.
- Fliess, M. 2013. « Model-Free Control ». *International Journal of Control* 86 (12): 2228-52. <https://doi.org/10.1080/00207179.2013.810345>.
- Fliess, M., et H. Sira-Ramírez. 2003. « An algebraic framework for linear identification ». *ESAIM: Control, Optimisation and Calculus of Variations* 9: 151-68. <https://doi.org/10.1051/cocv:2003008>.
- Gagliardini, L., S. Caro, M. Gouttefarde, et A. Girin. 2016. « Discrete Reconfiguration Planning for Cable-Driven Parallel Robots ». *Mechanism and Machine Theory* 100 (juin): 313-37. <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2016.02.014>.
- Gholami, P., M.M. Aref, et H.D. Taghirad. 2008. « On the Control of the KNTU CDRPM: A Cable Driven Redundant Parallel Manipulator ». In *2008 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, 2404-9. Nice: IEEE. <https://doi.org/10.1109/IROS.2008.4650740>.
- Giorelli, M., F. Renda, G. Ferri, et C. Laschi. 2013. « A Feed-Forward Neural Network Learning the Inverse Kinetics of a Soft Cable-Driven Manipulator Moving in Three-Dimensional Space ». In *2013 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, 5033-39. Tokyo: IEEE. <https://doi.org/10.1109/IROS.2013.6697084>.
- Glumineau, A., et J. de León Morales. 2015. « Robust Synchronous Motor Controls Designs (PMSM and IPMSM) ». In *Sensorless AC Electric Motor Control: Robust Advanced Design Techniques and Applications*, édité par A. Glumineau et J. de León Morales, 121-42. Advances in Industrial Control. Cham: Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-319-14586-0_4.
- Goh, C. J. 1983. « Analysis and Control of Quasi Distributed Parameter Systems ». Phd, California Institute of Technology. <https://doi.org/10.7907/96PH-6521>.
- Goh, C. J., et T. K. Caughey. 1985. « On the stability problem caused by finite actuator dynamics in the collocated control of large space structures ». *International Journal of Control* 41 (3): 787-802. <https://doi.org/10.1080/0020718508961163>.
- Gonçalves, R. S., J. C. M. Carvalho, J. F. Ribeiro, et V. V. Salim. 2015. « Cable-Driven Robot for Upper and Lower Limbs Rehabilitation ». Chapter.

- Handbook of Research on Advancements in Robotics and Mechatronics. IGI Global. 2015. <https://doi.org/10.4018/978-1-4666-7387-8.ch011>.
- Gosselin, C., et S. Bouchard. 2010. « A Gravity-Powered Mechanism for Extending the Workspace of a Cable-Driven Parallel Mechanism: Application to the Appearance Modelling of Objects ». *International Journal of Automation Technology* 4 (4): 372-79. <https://doi.org/10.20965/ijat.2010.p0372>.
- Gueners, D. 2021. « Conception d'un robot parallèle à câbles pour la fabrication additive ». Université Clermont Auvergne.
- Gueners, D., B.-C. Bouzgarrou, et H. Chanal. 2021. « Cable Behavior Influence on Cable-Driven Parallel Robots Vibrations: Experimental Characterization and Simulation ». *Journal of Mechanisms and Robotics* 13 (4). <https://doi.org/10.1115/1.4049978>.
- Gueners, D., H. Chanal, et B. C. Bouzgarrou. 2020. « Stiffness optimization of a cable driven parallel robot for additive manufacturing ». In *2020 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 843-49. <https://doi.org/10.1109/ICRA40945.2020.9197368>.
- Homma, K., O. Fukuda, et Y. Nagata. 2002. « Study of a wire-driven leg rehabilitation system ». In *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, 2:1451-56 vol.2. <https://doi.org/10.1109/IRDS.2002.1043959>.
- Irvine, H. M. 1992. *Cable structures*.
- Izard, J.-B., A. Dubor, P.-E. Hervé, E. Cabay, D. Culla, M. Rodriguez, et M. Barrado. 2018. « On the Improvements of a Cable-Driven Parallel Robot for Achieving Additive Manufacturing for Construction ». In *Cable-Driven Parallel Robots*, édité par C. Gosselin, P. Cardou, T. Bruckmann, et A. Pott, 353-63. Mechanisms and Machine Science. Cham: Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-319-61431-1_30.
- Izard, J.-B., M. Gouttefarde, M. Michelin, O. Tempier, et C. Baradat. 2013. « A Reconfigurable Robot for Cable-Driven Parallel Robotic Research and Industrial Scenario Proofing ». In *Cable-Driven Parallel Robots*, édité par T. Bruckmann et A. Pott, 135-48. Mechanisms and Machine Science. Berlin, Heidelberg: Springer. https://doi.org/10.1007/978-3-642-31988-4_9.
- Jabbari Asl, H., et F. Janabi-Sharifi. 2017. « Adaptive Neural Network Control of Cable-Driven Parallel Robots with Input Saturation ». *Engineering Applications of Artificial Intelligence* 65 (octobre): 252-60. <https://doi.org/10.1016/j.engappai.2017.05.011>.
- Kawamura, S., W. Choe, S. Tanaka, et H. Kino. 1997. « Development of an Ultrahigh Speed Robot FALCON Using Wire Drive Systems.pdf ». *Journal of the Robotics Society of Japan*.
- Kawamura, S., H. Kino, et C. Won. 2000. « High-Speed Manipulation by Using Parallel Wire-Driven Robots ». *Robotica* 18 (1): 13-21. <https://doi.org/10.1017/S0263574799002477>.

- Khosravi, M. A., et H. D. Taghirad. 2014. « Robust PID Control of Fully-Constrained Cable Driven Parallel Robots ». *Mechatronics* 24 (2): 87-97. <https://doi.org/10.1016/j.mechatronics.2013.12.001>.
- Lacaze, F., S. Chesné, et D. Rémond. 2020. « Active Damping of Cable-Driven Parallel Robots for 3D Printing ». In *ISMA 2020*, 15. KU Leuven.
- Lacaze, F., A. Paknejad, D. Remond, et S. Chesne. 2020. « Improved Integral Force Feedback Controllers for Lightweight Flexible Structures ». *Journal of Vibration and Control*, novembre, 1077546320974549. <https://doi.org/10.1177/1077546320974549>.
- Lamaury, J. 2014. « Contribution à la commande des robots parallèles à câbles à redondance d'actionnement », 218.
- Lamaury, J., et M. Gouttefarde. 2013. « Control of a large redundantly actuated cable-suspended parallel robot ». In *2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 4659-64. <https://doi.org/10.1109/ICRA.2013.6631240>.
- Lamaury, J., M. Gouttefarde, A. Chemori, et P.-E. Herve. 2013. « Dual-Space Adaptive Control of Redundantly Actuated Cable-Driven Parallel Robots », 8.
- Lesellier, M. 2015. « Asservissement visuel d'un robot parallèle à câbles pour la réalisation d'une fresque verticale de grande taille », 82.
- Lesellier, M., L. Cuvillon, J. Gangloff, et M. Gouttefarde. 2018. « An Active Stabilizer for Cable-Driven Parallel Robot Vibration Damping ». In *2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, 5063-70. <https://doi.org/10.1109/IROS.2018.8594148>.
- Lewis, F.L., A. Yesildirek, et K. Liu. 1996. « Multilayer neural-net robot controller with guaranteed tracking performance ». *IEEE Transactions on Neural Networks* 7 (2): 388-99. <https://doi.org/10.1109/72.485674>.
- Li, H. 2015. « A giant sagging-cable-driven parallel robot of fast telescope : its tensionfeasible workspace of orientation and orientation planning ». *Proceedings of the 14th IFToMM World Congress*.
- Marneffe, B. de. 2007. « Active and passive vibration isolation and damping via shunted transducers ». Faculté des Sciences Appliquées, Université Libre de Bruxelles. https://scmero.ulb.ac.be/Publications/Thesis/de_Marneffe07.pdf.
- Merlet, J-P. 2008. « Kinematics of the Wire-Driven Parallel Robot MARIONET Using Linear Actuators », 6.
- Merlet, J-P., et D. Daney. 2010. « A portable, modular parallel wire crane for rescue operations ». In *2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 2834-39. <https://doi.org/10.1109/ROBOT.2010.5509299>.
- Meunier, G., B. Boulet, et M. Nahon. 2009. « Control of an Overactuated Cable-Driven Parallel Mechanism for a Radio Telescope Application ». *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 17 (5): 1043-54. <https://doi.org/10.1109/TCST.2008.2004812>.
- Miermeister, P., M. Lächele, R. Boss, C. Masone, C. Schenk, J. Tesch, M. Kerger, H. Teufel, A. Pott, et H. Bühlhoff. 2016. « The CableRobot simulator large

- scale motion platform based on cable robot technology ». In *2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, 3024-29. <https://doi.org/10.1109/IROS.2016.7759468>.
- Mikelsons, L., T. Bruckmann, M. Hiller, et D. Schramm. 2008. « A real-time capable force calculation algorithm for redundant tendon-based parallel manipulators ». In *2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 3869-74. <https://doi.org/10.1109/ROBOT.2008.4543805>.
- Mohammadshahi, D. 2013. « Dynamics and Control of Cables in Cable-Actuated Systems », 92.
- Oh, S.-R., et S.K. Agrawal. 2003. « Cable-Suspended Planar Parallel Robots with Redundant Cables: Controllers with Positive Cable Tensions ». In *2003 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No.03CH37422)*, 3:3023-28. Taipei, Taiwan: IEEE. <https://doi.org/10.1109/ROBOT.2003.1242055>.
- Oh, S.-R. 2005. « Cable suspended planar robots with redundant cables: controllers with positive tensions ». *IEEE Transactions on Robotics* 21 (3): 457-65. <https://doi.org/10.1109/TRO.2004.838029>.
- Otis, M. 2009. « Analyse, commande et intégration d'un mécanisme parallèle entraîné par des câbles pour la réalisation d'une interface haptique comme métaphore de navigation dans un environnement virtuel », 256.
- Ozdemir, H. 1979. « A Finite Element Approach for Cable Problems ». *International Journal of Solids and Structures* 15 (5): 427-37. [https://doi.org/10.1016/0020-7683\(79\)90063-5](https://doi.org/10.1016/0020-7683(79)90063-5).
- Park, R. H. 1929. « Two-reaction theory of synchronous machines generalized method of analysis-part I ». *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers* 48 (3): 716-27. <https://doi.org/10.1109/T-AIEE.1929.5055275>.
- Pedemonte, N., T. Rasheed, D. Marquez-Gamez, P. Long, E. Hocquard, F. Babin, C. Fouché, G. Caverot, A. Girin, et S. Caro. 2020. « FASTKIT: A Mobile Cable-Driven Parallel Robot for Logistics ». In *Advances in Robotics Research: From Lab to Market: ECHORD++: Robotic Science Supporting Innovation*, édité par A. Grau, Y. Morel, A. Puig-Pey, et F. Cecchi, 141-63. Springer Tracts in Advanced Robotics. Cham: Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-030-22327-4_8.
- Piron, D., S. Pathak, A. Deraemaeker, et C. Collette. 2021. « A Pole-Zero Based Criterion for Optimal Placement of Collocated Sensor-Actuator Pair ». *Mechanical Systems and Signal Processing* 155 (juin): 107533. <https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2020.107533>.
- Pott, A. 2014. « An Improved Force Distribution Algorithm for Over-Constrained Cable-Driven Parallel Robots ». In *Computational Kinematics*, édité par F. Thomas et A. Perez Gracia, 15:139-46. Mechanisms and Machine Science. Dordrecht: Springer Netherlands. https://doi.org/10.1007/978-94-007-7214-4_16.
- Pott, A. 2018. « Classification and Architecture ». In *Cable-Driven Parallel Robots: Theory and Application*, 15-43. Springer Tracts in Advanced

- Robotics. Cham: Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-319-76138-1_2.
- Pott, A., T. Bruckmann, et L. Mikelsons. 2009. « Closed-form Force Distribution for Parallel Wire Robots | SpringerLink ». 2009. https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-642-01947-0_4.
- Pott, A., H. Mütterich, W. Kraus, V. Schmidt, P. Miermeister, et A. Verl. 2013. « IPAnema: A Family of Cable-Driven Parallel Robots for Industrial Applications ». In *Cable-Driven Parallel Robots*, édité par T. Bruckmann et A. Pott, 119-34. Mechanisms and Machine Science. Berlin, Heidelberg: Springer. https://doi.org/10.1007/978-3-642-31988-4_8.
- Preumont, A. 2018. *Vibration Control of Active Structures: An Introduction*. Springer.
- Preumont, A., A. François, F. Bossens, et A. Abu-Hanieh. 2002. « Force Feedback Versus Acceleration Feedback in Active Vibration Isolation ». *Journal of Sound and Vibration* 257 (4): 605-13. <https://doi.org/10.1006/jsvi.2002.5047>.
- Preumont, A., M. Voltan, A. Sangiovanni, B. Mokrani, et D. Alaluf. 2016. « Active Tendon Control of Suspension Bridges ». *Smart Structures and Systems* 18 (1): 31-52. <https://doi.org/10.12989/SSS.2016.18.1.031>.
- Rasheed, T., P. Long, D. Marquez-Gamez, et S. Caro. 2018. « Tension Distribution Algorithm for Planar Mobile Cable-Driven Parallel Robots », 13.
- Rodnunsky, J., et T. Bayliss. 1993. Aerial cableway and method for filming subjects in motion. United States US5224426A, filed 13 novembre 1991, et issued 6 juillet 1993. <https://patents.google.com/patent/US5224426A/en>.
- Rosati, G., P. Gallina, et S. Masiero. 2007. « Design, Implementation and Clinical Tests of a Wire-Based Robot for Neurorehabilitation ». *IEEE Transactions on Neural Systems and Rehabilitation Engineering* 15 (4): 560-69. <https://doi.org/10.1109/TNSRE.2007.908560>.
- Rushton, M. 2016. « Vibration Control in Cable Robots Using a Multi-Axis Reaction System », septembre. <https://uwspace.uwaterloo.ca/handle/10012/10945>.
- Rushton, M., et A. Khajepour. 2018. « Transverse Vibration Control in Planar Cable-Driven Robotic Manipulators ». In *Cable-Driven Parallel Robots*, édité par C. Gosselin, P. Cardou, T. Bruckmann, et A. Pott, 53:243-53. Mechanisms and Machine Science. Cham: Springer International Publishing. https://doi.org/10.1007/978-3-319-61431-1_21.
- Sandretto, J. A. D. 2013. « Étalonnage des robots à câbles: identification et qualification ». Phdthesis, Université Nice Sophia Antipolis. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00933816>.
- Surdilovic, D., et R. Bernhardt. 2004. « STRING-MAN: a new wire robot for gait rehabilitation ». In *IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2004. Proceedings. ICRA '04. 2004*, 2:2031-2036 Vol.2. <https://doi.org/10.1109/ROBOT.2004.1308122>.

- Vafaei, A., M. Aref, et H. Taghirad. 2010. « Integrated Controller for an Over-Constrained Cable Driven Parallel Manipulator: KNTU CDRPM ». In *2010 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 650-55. Anchorage, AK: IEEE. <https://doi.org/10.1109/ROBOT.2010.5509991>.
- Verhoeven, R. 2004. « Analysis of the workspace of tendon-based stewart platforms. » Duisburg: University of Duisburg-Essen.
- Verma, M., A. Pece, S. Hellegouarch, J. Watchi, G. Durand, S. Chesné, et C. Collette. 2020. « Dynamic stabilization of thin aperture light collector space telescope using active rods ». *Journal of Astronomical Telescopes, Instruments, and Systems* 6 (1): 014002. <https://doi.org/10.1117/1.JATIS.6.1.014002>.
- Wang, P. -H., R. -F. Fung, et M. -J. Lee. 1998. « Finite Element Analysis of a Three-Dimensional Underwater Cable with Dependent Length ». *Journal of Sound and Vibration* 209 (2): 223-49. <https://doi.org/10.1006/jsvi.1997.1227>.
- Weber, X., L. Cu villon, et J. Gangloff. 2014. « Active vibration canceling of a cable-driven parallel robot using reaction wheels ». In *2014 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, 1724-29. <https://doi.org/10.1109/IROS.2014.6942787>.
- Weber, X., L. Cu villon, et J. Gangloff. 2015. « Active vibration canceling of a cable-driven parallel robot in modal space ». In *2015 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, 1599-1604. <https://doi.org/10.1109/ICRA.2015.7139402>.
- Yuan, H., E. Courteille, M. Gouttefarde, et P.-E. Hervé. 2017. « Vibration Analysis of Cable-Driven Parallel Robots Based on the Dynamic Stiffness Matrix Method ». *Journal of Sound and Vibration* 394 (avril): 527-44. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2017.02.003>.
- Zhao, G., A. Paknejad, A. Deraemaeker, et C. Collette. 2019. « $\mathcal{H}\infty$ Optimization of an Integral Force Feedback Controller ». *Journal of Vibration and Control* 25 (17): 2330-39. <https://doi.org/10.1177/1077546319853165>.
- Zi, B., B. Y. Duan, J. L. Du, et H. Bao. 2008. « Dynamic Modeling and Active Control of a Cable-Suspended Parallel Robot ». *Mechatronics* 18 (1): 1-12. <https://doi.org/10.1016/j.mechatronics.2007.09.004>.
- Zoso, N. 2011. « Modélisation, Simulation et Commande d'un Robot Parallèle Plan à Câbles Sous-Actionné », 134.

Annexe A

Deux modèles dynamiques pour le RP2C

Modèle à paramètres discrets répartis

Chaque câble de longueur de référence L_0 est modélisé par $N = 40$ éléments « masse-ressort ». Chacun d'eux est formé par un ressort, de longueur à vide $l_0 = L_0/N$ et de rigidité $k_0 = EA/l_0$ et par une masse $m = \rho Al_0$. Sur la Figure A.1, les éléments à gauche de A_1 et à droite de A_2 correspondent au câble enroulé sur les enrouleurs. Un zoom autour du point A_1 permet de montrer à quelles forces sont soumises les masses m .

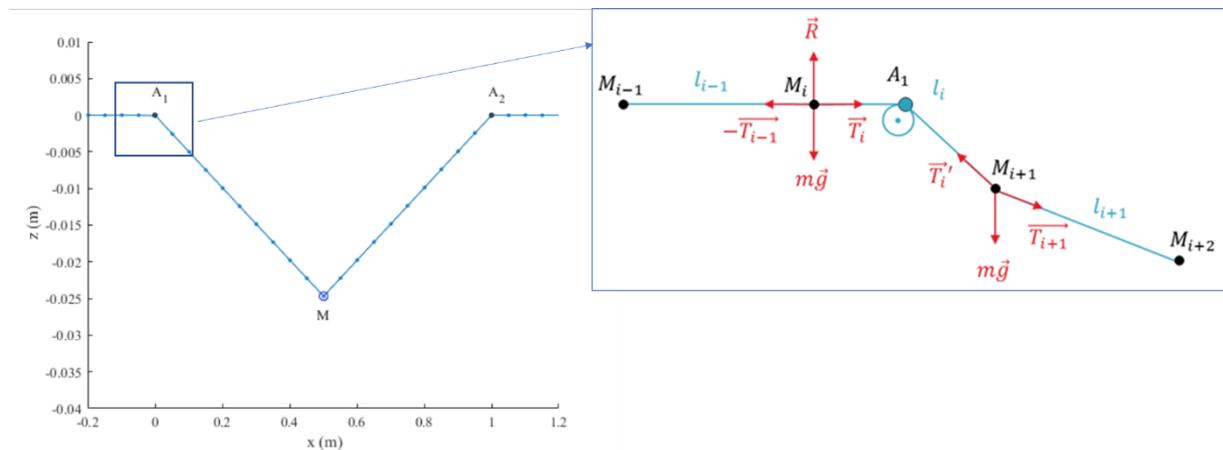


Figure A.1 : Modèle à paramètres discrets répartis avec un zoom sur les trois éléments autour de A_1

Les longueurs des éléments correspondants sont :

$$\begin{cases} l_{i-1} = \|\overline{M_{i-1}M_i}\| \\ l_i = \|\overline{M_iA_1}\| + \|\overline{A_1M_{i+1}}\| \\ l_{i+1} = \|\overline{M_{i+1}M_{i+2}}\| \end{cases} \quad (\text{A.1})$$

Les tensions, calculées à partir de ces longueurs, sont les suivantes :

$$\begin{cases} T_{i-1} = k(l_{i-1} - l_0) \\ T_i = k(l_i - l_0) \\ T_{i+1} = k(l_{i+1} - l_0) \end{cases} \quad (\text{A.2})$$

Les accélérations \ddot{X}_i et \ddot{X}_{i+1} des masses avant et après A_1 sont calculées avec les équations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} m \ddot{X}_i = \begin{bmatrix} -T_{i-1} + T_i \\ 0 \end{bmatrix} \\ m \ddot{X}_{i+1} = \begin{bmatrix} T_i \frac{x_{A_1} - x_{i+1}}{\|A_1 M_{i+1}\|} + T_{i+1} \frac{x_{i+2} - x_{i+1}}{l_{i+1}} \\ T_i \frac{z_{A_1} - z_{i+1}}{\|A_1 M_{i+1}\|} + T_{i+1} \frac{z_{i+2} - z_{i+1}}{l_{i+1}} \end{bmatrix} \end{array} \right. \quad (\text{A.3})$$

L'élément de masse d'indice i n'est soumis qu'à deux tensions horizontales et celui en $i+1$ est soumis à son poids et à deux tensions dont la direction est donnée par les vecteurs unitaires décrivant la direction des éléments du câble.

Modèle éléments finis à longueurs variables

Chaque câble est divisé en N éléments avec la même longueur de référence $l_0 = L_0/N$. La longueur l_0 dépend du temps quand le RPC est en mouvement et ses variations sont prises en compte dans le modèle introduit par J. Du et al. (J. Du et al. 2014). L'énergie cinétique du câble est :

$$T = \int_0^{l_0} \frac{1}{2} \mu \dot{\vec{r}}^T \cdot \dot{\vec{r}} \, ds \quad (\text{A.4})$$

L'énergie potentielle élastique et l'énergie potentielle gravitationnelle du câble sont :

$$U = \int_0^{l_0} \left(\frac{1}{2} EA \epsilon^2 - \mu g \vec{r}^T \cdot \vec{z} \right) ds \quad (\text{A.5})$$

La variation de masse du système peut s'écrire comme suit :

$$\delta H = \delta \vec{r}_j^T f_j + \mu \dot{\vec{r}}_1^T \cdot \delta \vec{r}_1 v_1 + \mu \dot{\vec{r}}_2^T \cdot \delta \vec{r}_2 v_2 \quad (\text{A.6})$$

Avec v_1 la vitesse de l'enrouleur en A_1 et v_2 celle en A_2 . L'application du principe de Hamilton sur les câbles donne l'équation suivante :

$$\int_0^t T \, dt - \delta \int_0^t U \, dt - \int_0^t \delta H \, dt = 0 \quad (\text{A.7})$$

Finalement, cela conduit à l'équation dynamique, qui décrit la position \vec{r}_j du point d'indice j :

$$\mathbf{m}_j \ddot{\vec{r}}_j + \mathbf{c}_j \dot{\vec{r}}_j + \mathbf{k}_j \vec{r}_j = \vec{f}_j + \vec{f}_j^g \quad (\text{A.8})$$

Dans l'équation dynamique précédente, la matrice \mathbf{m}_j est la matrice de masse conventionnelle et \mathbf{c}_j décrit, avec des termes de convection, un transfert d'énergie dû aux variations de longueur. La matrice de rigidité \mathbf{k}_j est composée de la déformation axiale de l'élément et d'un second terme dû aux dérivées première et seconde de la variation de longueur de l'élément par rapport au

Florian Lacaze

temps. \vec{f}_j est la force nodale agissant sur le câble et \vec{f}_j^g est la force nodale équivalente au poids propre de l'élément de câble.

Annexe B

Vibration verticale d'une masse entre deux câbles

Une masse m est positionnée entre 2 câbles de longueurs respectives l_1 et l_2 et de raideurs k_1 et k_2 . Le schéma du système est représenté sur la Figure B.1.

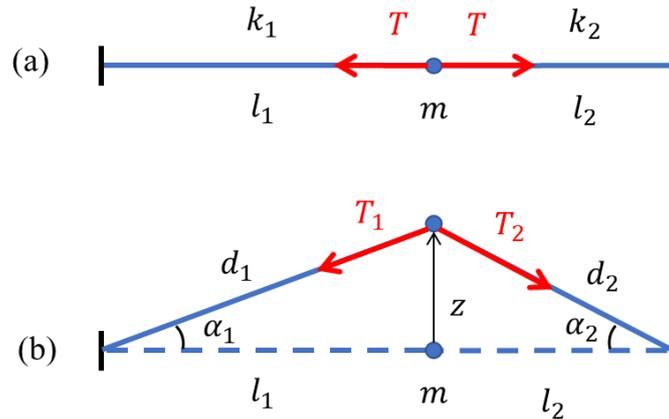


Figure B.1 : Schéma d'une masse entre deux câbles à l'équilibre (a) et en mouvement (b)

A l'équilibre, les tensions sont égales et valent :

$$T = k_1(l_1 - l_{01}) = k_2(l_2 - l_{02}) \quad (\text{B.1})$$

Où l_{01} et l_{02} sont les longueurs à vide des deux câbles. Si la masse est déplacée verticalement par rapport à sa position d'équilibre, alors la dynamique de la masse peut s'écrire :

$$m\ddot{z} = -T_1 \sin(\alpha_1) - T_2 \sin(\alpha_2) \quad (\text{B.2})$$

Les câbles ont alors une longueur $d_i = z/\sin(\alpha_i)$ qui permet de calculer les tensions exercées :

$$T_i \sin(\alpha_i) = k_i(d_i - l_{0i})\sin(\alpha_i) = k_i(z - l_{0i}\sin(\alpha_i)) \quad (\text{B.3})$$

Pour un petit déplacement z , au premier ordre les sinus des angles valent $\sin(\alpha_i) \simeq \tan(\alpha_i) = \frac{z}{l_i}$. Ainsi, il en résulte :

$$T_i \sin(\alpha_i) = k_i \left(z - \frac{l_{0i} z}{l_i} \right) = \frac{Tz}{l_i} \quad (\text{B.4})$$

L'équation (B.2) se réécrit :

$$\ddot{z} + \left[\frac{T}{m} \left(\frac{1}{l_1} + \frac{1}{l_2} \right) \right] z = 0 \quad (\text{B.5})$$

La fréquence de vibration verticale est donc donnée par :

$$f_z = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{T}{m} \left(\frac{1}{l_1} + \frac{1}{l_2} \right)} \quad (\text{B.6})$$

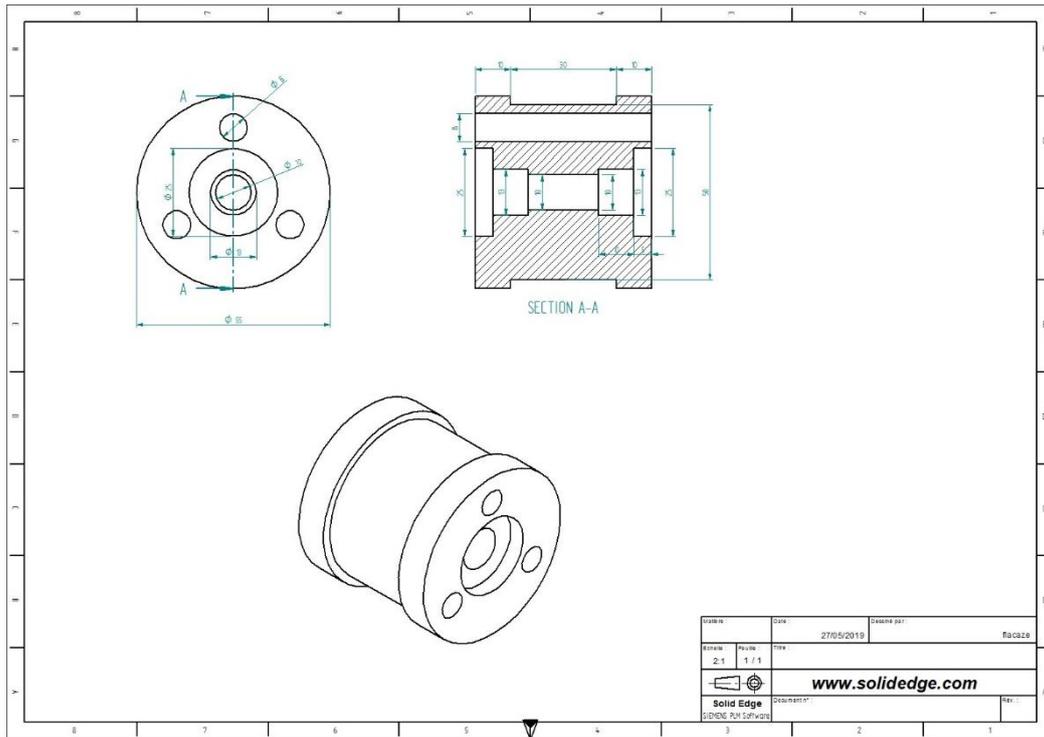


Figure C.2 : Plan de la pièce de la partie n°2 de l'enrouleur

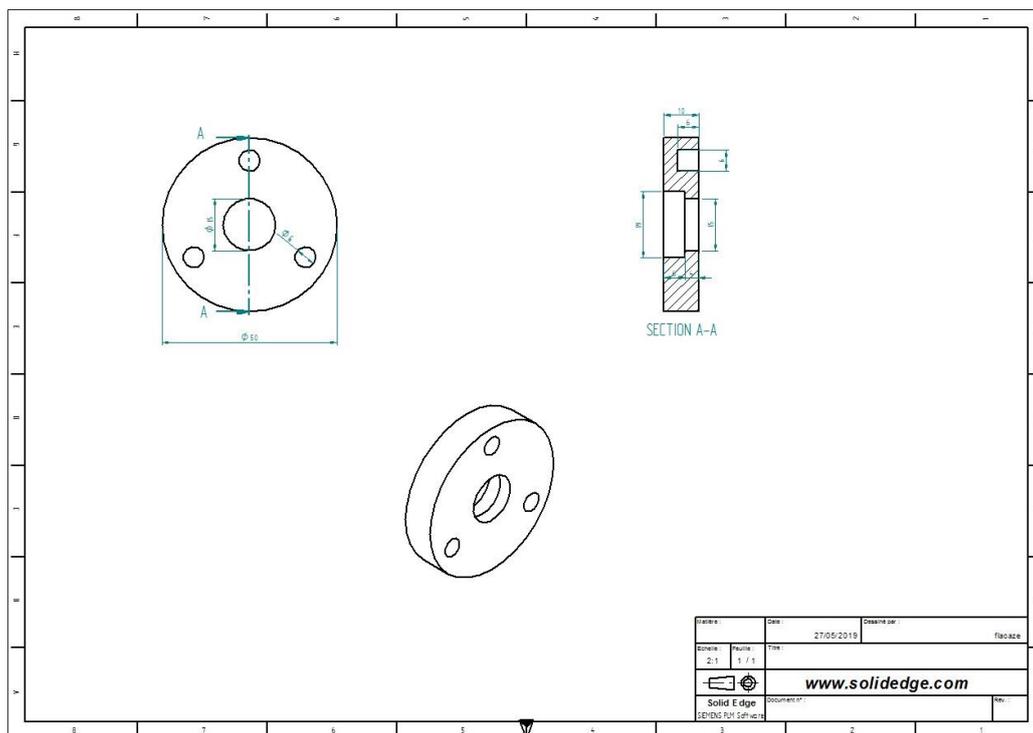


Figure C.3 : Plan de la pièce de la partie n°3 de l'enrouleur

Annexe D

Détermination de la position de l'effecteur en fonction des longueurs mesurées par les capteurs à fil tendu

Le but de cette annexe est de calculer les longueurs d_i mesurées par les capteurs $i \in \{1,2\}$ pour toutes les positions de l'espace de travail. Une fois ce calcul réalisé, il est facile de retrouver par interpolation la position en fonction de deux longueurs mesurées. L'idée est donc de fixer une position $(x, z)^T$ pour le point C et de calculer les longueurs correspondantes. Le modèle géométrique présenté dans cette annexe tient compte du câble enroulé sur les poulies de renvoi des capteurs à fil tendu. La longueur d_i se décompose en trois parties (Figure D.1) :

$$d_i = c + |\alpha_i| r_p + l_{ci} \quad (D.1)$$

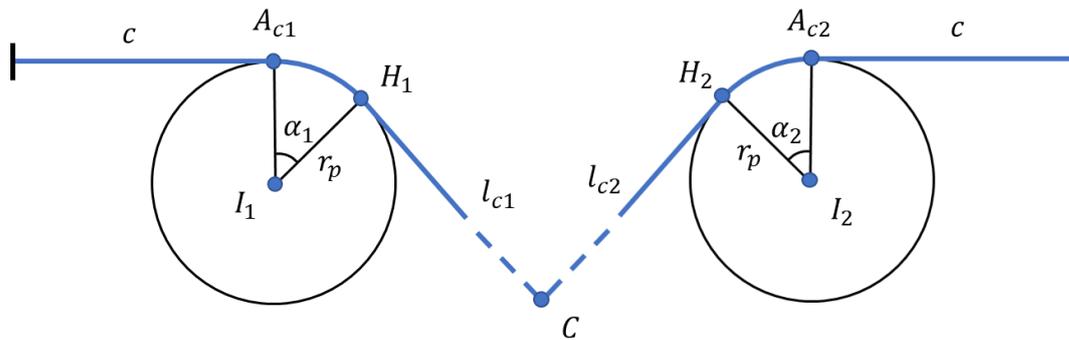


Figure D.1 : Zoom sur les poulies de renvoi des capteurs à fil tendu

La distance c entre la sortie de capteur et le point A_{ci} est constante, r_p est le rayon des poulies de renvoi et l_{ci} est la distance entre les points C et H_i . Comme les câbles sont tangents aux poulies en H_i , alors les longueurs l_{ci} sont calculées grâce à :

$$l_{ci} = \sqrt{\|I_i C\|^2 - r_p^2} \quad (D.2)$$

Pour déterminer les angles α_1 et α_2 , les équations suivantes sont utilisées :

$$\begin{cases} \overrightarrow{I_1 C} = r_p \begin{pmatrix} \sin(\alpha_1) \\ \cos(\alpha_1) \end{pmatrix} + l_{c1} \begin{pmatrix} \cos(\alpha_1) \\ -\sin(\alpha_1) \end{pmatrix} \\ \overrightarrow{I_2 C} = r_p \begin{pmatrix} \sin(\alpha_2) \\ -\cos(\alpha_2) \end{pmatrix} + l_{c2} \begin{pmatrix} \cos(\alpha_2) \\ \sin(\alpha_2) \end{pmatrix} \end{cases} \quad (D.3)$$

Il suffit ensuite de calculer le sinus des angles α_i :

$$\begin{cases} \sin(\alpha_1) = \frac{\overline{I_1 C} \cdot \begin{pmatrix} r_p \\ -l_{c1} \end{pmatrix}}{\|I_1 C\|^2} \\ \sin(\alpha_2) = \frac{\overline{C I_2} \cdot \begin{pmatrix} r_p \\ l_{c2} \end{pmatrix}}{\|I_2 C\|^2} \end{cases} \quad (\text{D.4})$$

L'équation (D.1) permet d'obtenir les longueurs capteurs d_i correspondant à la position $[x, z]^T$.

Annexe E

Fonction de transfert d'un RP2C avec tendon actif pour des vibrations verticales

Le système est composé d'une masse m_1 soumise à une force de perturbation F verticale et à deux raideurs k_1 et k_2 représentant les 2 câbles du robot (Figure E.1).

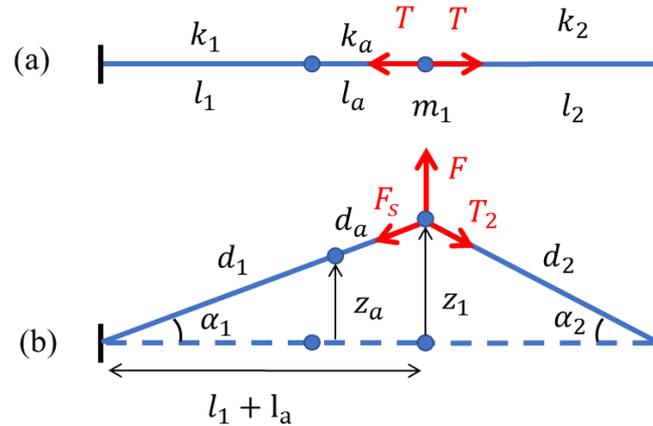


Figure E.1 : Schéma du RP2C avec tendon actif à l'équilibre (a) et avec déplacement vertical (b)

A l'équilibre, les tensions des câbles sont égales et valent :

$$T = k_1(l_1 - l_{01}) = k_2(l_2 - l_{02}) = k_a(l_a - l_{0a}) \quad (\text{E.1})$$

Où l_{01} et l_{02} sont les longueurs à vide des deux câbles et de l'actionneur. En dynamique, si une force verticale F est appliquée à la masse m_1 , alors l'accélération verticale \ddot{z}_1 est décrite par :

$$m_1 \ddot{z}_1 = -F_s \sin(\alpha_1) + F - T_2 \sin(\alpha_2) \quad (\text{E.2})$$

Les longueurs des câbles et de l'actionneur s'écrivent :

$$\begin{cases} d_1 = \frac{z_a}{\sin(\alpha_1)} \\ d_2 = \frac{z_1}{\sin(\alpha_2)} \\ d_a = \frac{z_1 - z_a}{\sin(\alpha_1)} \end{cases} \quad (\text{E.3})$$

Pour un petit déplacement z , au premier ordre les sinus des angles valent $\sin(\alpha_1) \simeq \tan(\alpha_1) = \frac{z_1}{l_1 + l_a}$ et $\sin(\alpha_2) \simeq \tan(\alpha_2) = \frac{z_1}{l_2}$. Ainsi, il en résulte :

$$T_2 \sin(\alpha_2) = k_2(z - l_{02} \sin(\alpha_2)) = \frac{Tz_1}{l_2} \quad (\text{E.4})$$

De même que pour l'équation (3.3), la force mesurée par le capteur est :

$$\sin(\alpha_1) F_s = \sin(\alpha_1) F_a + k_a(z_1 - z_a - l_{0a} \sin(\alpha_1)) = k_1(z_a - l_{01} \sin(\alpha_1)) \quad (\text{E.5})$$

Or $\sin(\alpha_1) = \frac{z_1}{l_1 + l_a}$ et l'actionneur est piloté avec la loi de contrôle H appliquée à la force mesurée par le capteur, ce qui s'écrit dans le domaine de Laplace : $H(s) = F_a(s)/F_s(s)$. Ainsi,

$$\sin(\alpha_1) F_s(s)(1 - H(s)) = k_a \left(Z_1(s) - Z_a(s) - l_{0a} \frac{Z_1(s)}{l_1 + l_a} \right) \quad (\text{E.6})$$

Isoler $Z_a(s)$ dans l'équation (E.6) permet d'obtenir :

$$Z_a(s) = \frac{\sin(\alpha_1) F_s(s)}{k_1} + l_{01} \sin(\alpha_1) = \frac{\sin(\alpha_1) F_s(s)}{k_1} + l_{01} \frac{Z_1(s)}{l_1 + l_a} \quad (\text{E.7})$$

$Z_a(s)$ est ensuite injecté dans l'expression (E.6) :

$$\sin(\alpha_1) \left(1 + \frac{k_a}{k_1} - H \right) F_s(s) = k_a \left(1 - \frac{l_{01} + l_{0a}}{l_1 + l_a} \right) Z_1(s) \quad (\text{E.8})$$

Les longueurs à vide l_{01} et l_{0a} sont calculées grâce à l'équation suivante :

$$\begin{cases} l_{01} = l_1 - \frac{T}{k_1} \\ l_{0a} = l_a - \frac{T}{k_a} \end{cases} \quad (\text{E.9})$$

L'équation (E.8) permet ainsi d'obtenir :

$$\sin(\alpha_1) \left(1 + \frac{k_a}{k_1} - H \right) F_s(s) = k_a \left(1 - \frac{l_1 - \frac{T}{k_1} + l_a - \frac{T}{k_a}}{l_1 + l_a} \right) Z_1(s) = \frac{T}{l_1 + l_a} \left(\frac{k_a}{k_1} + 1 \right) Z_1(s) \quad (\text{E.10})$$

Pour augmenter la lisibilité, le facteur $C = 1 + \frac{k_a}{k_1}$ est introduit. L'équation dynamique (E.2) devient donc :

$$(C - H) m_1 Z_1(s) s^2 = - \frac{T}{l_1 + l_a} \left(\frac{k_a}{k_1} + 1 \right) Z_1(s) + (C - H) F(s) - (C - H) \frac{T Z_1(s)}{l_2} \quad (\text{E.11})$$

L'IFF est utilisé et l'écriture de la loi de contrôle $H = -\frac{g}{s}$ permet d'obtenir :

$$(Cs + g) m_1 Z_1(s) s^2 = - \frac{Ts}{l_1 + l_a} C Z_1(s) + (Cs + g) F(s) - (Cs + g) \frac{T Z_1(s)}{l_2} \quad (\text{E.12})$$

Florian Lacaze

Enfin, la fonction de transfert suivante est obtenue :

$$\frac{Z_1}{F}(s) = \frac{Cs + g}{(Cs + g) m_1 s^2 + \left(\frac{1}{l_1 + l_a} + \frac{1}{l_2} \right) TCs + g \frac{T}{l_2}} \quad (\text{E.13})$$



FOLIO ADMINISTRATIF

THESE DE L'UNIVERSITE DE LYON OPEREE AU SEIN DE L'INSA LYON

NOM : LACAZE

DATE de SOUTENANCE : 09/12/2021

(avec précision du nom de jeune fille, le cas échéant)

Prénoms : Florian

TITRE : Conception et contrôle vibratoire d'un robot parallèle à câbles pour l'impression 3D

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2021LYSEI105

Ecole doctorale : MEGA

Spécialité : Génie mécanique

RESUME : Le déploiement des robots parallèles à câbles (RPC) dans l'industrie est en cours d'étude pour leur faible coût de réalisation et leur grand espace de travail dans des domaines applicatifs très variés. Par ailleurs, l'usage de câbles pour la transmission entraîne une réduction des masses des parties mobiles par rapport à une transmission rigide, ce qui permet d'accéder à une plus grande capacité d'accélération. Cependant, la faible rigidité d'un RPC pose des problèmes de précision et de vibrations. Cette thèse s'articule autour de trois axes : l'étude et la conception d'un RPC pour l'impression 3D, la synthèse de lois de commande pour suivre une trajectoire et le contrôle des vibrations du RPC. Trois améliorations d'un contrôleur proportionnel intégral dérivé sont présentées pour le suivi de trajectoire. Elles sont implémentées dans des modèles numériques de robots à deux et huit câbles et sont intégrés sur un prototype de robot à deux câbles. Ces contrôleurs permettent de réduire le temps de réponse et d'augmenter la précision du robot. Le contrôle vibratoire est obtenu grâce à deux tendons actifs chacun composé d'un actionneur et d'un capteur piézoélectriques. Une étude théorique de l'autorité des tendons actifs permet de concevoir des lois de contrôle pour maximiser la réduction des vibrations. Les tendons actifs sont intégrés sur un prototype de robot à huit câbles et permettent de réduire les niveaux de vibration des six modes du robot avec des réductions supérieures à 6 dB pour plusieurs modes. Des tests ont été réalisés sur différentes possibilités de positionnement des tendons actifs et mettent clairement en évidence les réductions vibratoires obtenues pour les premières trajectoires représentatives.

MOTS-CLÉS : Robots à câbles, suivi de trajectoire, lois de commande, contrôle vibratoire, contrôleur, tendons actifs, actionneurs piézoélectriques.

Laboratoire (s) de recherche : LaMCoS

Directeur de thèse : CHESNE Simon

Président de jury :

Composition du jury :

DERAEMAERKER Arnaud, Rapporteur

GOUTTEFARDE Marc, Rapporteur

BOUZGARROU Chedli, Examineur

CHANAL Hélène, Examinatrice

CHESNE Simon, Directeur de thèse

REMOND Didier, Co-Directeur de thèse