



HAL
open science

Conception et contrôle d'un préhenseur sous-actionné pour la saisie d'objets complexes

Pol Hamon

► **To cite this version:**

Pol Hamon. Conception et contrôle d'un préhenseur sous-actionné pour la saisie d'objets complexes. Automatique / Robotique. École centrale de Nantes, 2022. Français. NNT : 2022ECDN0065 . tel-04056744

HAL Id: tel-04056744

<https://theses.hal.science/tel-04056744>

Submitted on 3 Apr 2023

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

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

THÈSE DE DOCTORAT DE

L'ÉCOLE CENTRALE DE NANTES

ÉCOLE DOCTORALE N° 602
Sciences pour l'Ingénieur
Spécialité : *Robotique-Mécanique*

Par

Pol HAMON

Conception et contrôle d'un préhenseur sous-actionné pour la saisie d'objets complexes

Thèse présentée et soutenue à Ecole Centrale de Nantes, le 15 décembre 2022

Unité de recherche : UMR 6004, Laboratoire des Sciences du Numérique de Nantes (LS2N)

Rapporteurs avant soutenance :

Youcef MEZOUAR Professeur des universités, SIGMA Clermont, Aubière
Cédric JOIN Professeur des universités, Université de Lorraine, Nancy

Composition du Jury :

Président :	Xavier BRUN	Professeur des universités, INSA de Lyon
Examineurs :	Loïc MICHEL	Ingénieur de Recherche, Ecole Centrale de Nantes
	Mathieu GROSSARD	Directeur de Recherche CEA, Saclay
	Margot VULLIEZ	Chargée de Recherche, INRIA, Bordeaux
Dir. de thèse :	Damien CHABLAT	Directeur de Recherche CNRS, Ecole Centrale de Nantes
Co-dir. de thèse :	Franck PLESTAN	Professeur des universités, École Centrale de Nantes

DÉDICACE

Je dédie mon travail à la mémoire de Faïzi et de son énergie qui me permet de dépasser toutes les difficultés, à mon père pour la motivation et la confiance apportées dans la réalisation de tous mes projets et pour l'esprit créatif sans lequel cette thèse n'aurait pas pu avoir les mêmes développements, à Adi et son esprit critique qui est dans tous mes raisonnements et mes idées. Enfin, je le dédie à Pierre, dont la joie et la curiosité ne m'ont jamais quitté.

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier Monsieur Damien Chablat, Directeur de recherche CNRS, ainsi que Monsieur Franck Plestan, Professeur des Universités à l'École Centrale de Nantes qui m'ont encadré tout au long de cette thèse, pour toutes leurs aides dans le travail scientifique et dans les différents travaux de rédaction au cours de cette thèse. Ce travail n'aurait pas été possible sans la participation et la confiance de l'ANRT et d'Armor Meca Développement représenté par Monsieur Sébastien Colas et Monsieur Nicolas Lunot, qui ont permis le financement de cette thèse et de me consacrer sereinement à l'élaboration de ma thèse.

Cette thèse a été réalisée à L'École centrale de NANTES au sein de du laboratoire des sciences du numérique de Nantes (LS2N) dans les équipes Robotique Et Vivant (REV) et Commande que je remercie pour accueil pendant cette période particulière. Que Loïc Michel et Weiyue Wang trouvent ici la marque de ma réelle reconnaissance pour la qualité de leur collaboration et leur aide précieuse. Il m'est impossible de ne pas citer la contribution de Pierre Molinaro et Stéphane Jolivet dans la réalisation du prototype.

Je tiens à remercier particulièrement Monsieur Jean-Pierre Gazeau du CNRS et Monsieur Xavier Brun de INSA of Lyon membre du Comité de Suivi Individuel de cette thèse pour toutes les questions qui ont interrogé mes travaux et ont fait émerger des pistes de développement.

Merci aussi à Monsieur Lionel Birglen, Monsieur Thierry Laliberté, Monsieur Clément Gosselin dont les thèmes de recherche ont fortement inspiré et influencé cette thèse.

Je remercie Monsieur Mickael Jullien et L'équipe Robotique d'Armor Méca, sans qui cette thèse n'aurait pas pu être initiée. Mais aussi Mathilde Herry, Florent Soudeix et Éric Guillemot pour leurs aides ponctuelles durant la thèse.

Je suis très sensible à l'honneur que m'a fait Monsieur Cédric Join, Youcef Mézouar, en acceptant d'être rapporteur. J'adresse tous mes remerciements à Madame Margot Vulliez, Monsieur Xavier Brun, Monsieur Grossard, Monsieur Loïc Michel, de l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant être examinateurs!

Enfin, un merci tout particulier ma mère et à mon frère, pour leurs relectures et leur soutien constant durant toutes ces années!

TABLE DES MATIÈRES

1	Introduction	21
1.1	Problématiques industrielles et scientifiques	21
1.2	Pièces types à saisir	22
1.3	Structure de la thèse	25
1.4	Principales contributions de la thèse	26
2	État de l'art de la préhension robotisée	27
2.1	Introduction	27
2.2	Forces physiques pour la préhension	28
2.2.1	Forces de dépression	28
2.2.2	Effet électromagnétique et magnétique	28
2.2.3	Forces électrostatiques	29
2.2.4	Forces d'adhésion de Van der Waals	29
2.2.5	Actions de contact solide-solide	31
2.2.6	Force de contact avec un liquide, un gaz ou des particules et force sans contact	31
2.3	Choix des forces physiques pour une préhension	31
2.4	Les solutions techniques pour une préhension par des forces de contact	33
2.4.1	Terminologie anthropomorphique	33
2.4.2	Actions de contact par système rigide	34
2.4.3	Doigts sous-actionnés	34
2.4.4	Actions de contact par un préhenseur déformable	36
2.4.5	État de l'art du nombre de doigts et de l'implantation sur les mains robotiques	40
2.5	Analyse des préhensions pour saisir le set de pièces choisi	41
2.6	Conclusion	42
3	Présentation de l'architecture générale du préhenseur	45
3.1	Introduction	45
3.2	Architecture des nouveaux doigts	45
3.3	Boucle cinématique, singularités et limites articulaires d'un doigt	47
3.4	Implantation et orientation des doigts	48
3.5	Mécanisme sphérique a quatre liaisons pivot (4R)	51
3.6	Position verticale du doigt	56
3.7	Conclusion	57

4	Analyse de la statique d'un doigt	59
4.1	Introduction	59
4.2	Analyse du modèle statique	59
4.2.1	Matrices des moments \mathbf{J}_s et \mathbf{J}_p	62
4.2.2	Matrices des rapports de transmission des couples \mathbf{T}_s et \mathbf{T}_p	67
4.2.3	Écriture des termes de la matrice \mathbf{t}	76
4.3	Définition positive des forces de contacts	77
4.4	Conclusion et remarques	79
5	Analyse de la préhension d'un disque et stabilité en abduction	81
5.1	Introduction	81
5.2	Présentation des conditions initiales	82
5.3	Nouveau modèle statique	82
5.4	Mouvement de θ_6	84
5.5	Mouvement de θ_1	86
5.6	Mouvement de θ_2 et stabilité en abduction	87
5.6.1	Rapport entre la force F_4 et le couple Θ_2	87
5.6.2	Système d'activation et facteur de stabilité	88
5.7	Mouvement de θ_7	90
5.8	Positions de stabilité du doigt	90
5.9	Simulation avec le logiciel ADAMS	92
5.9.1	Comparaison sans la mobilité θ_2	96
5.10	Conclusion	98
6	Sous-actionnement entre les doigts	99
6.1	Introduction	99
6.1.1	Actionnement direct	99
6.1.2	Transmission d'effort sous-actionné	99
6.2	Actionneurs pour la robotique	100
6.3	Muscle pneumatique	102
6.4	Degré de liberté, degré d'activation et degré de commande	104
6.5	Stabilité entre les doigts	105
6.6	Position de stabilité de la pièce	108
6.7	Conclusion	113
7	Conception et contrôle d'un prototype de préhenseur	115
7.1	Introduction	115
7.2	Contrainte mécanique et conception d'un prototype	115
7.3	Validation des capacités de préhension	120
7.4	Introduction au contrôle des muscles pneumatiques de Mckibben	121
7.5	Banc d'essai à un doigt : contrôle d'un muscle	124
7.5.1	Stratégies de commande pour les phases de fermeture et d'ouverture	125
7.5.2	Dispositif expérimental	128

7.5.3	Rappels sur la commande sans modèle [43] [61]	129
7.5.4	Résultats expérimentaux	132
7.6	Contrôle d'un prototype de préhenseur à trois doigts	136
7.6.1	Configuration expérimentale	136
7.6.2	Résultats expérimentaux	137
7.7	Conclusion et remarques	138
8	Conclusion et Perspectives	141
8.1	Contributions principales de la thèse	141
8.2	Perspectives de recherche	142
9	Liste de publications	143
9.1	Revue	143
9.2	Conférences	143
	Bibliographie	145

TABLE DES FIGURES

1.1	Ultimate Robot : premier robot industriel avec une pince comme effecteur pour la préhension d'objet.	21
1.2	Set de pièces représentatives de l'activité d'Armor Méca Développement . .	23
1.3	Pièce n°9'	24
2.1	Exemple d'application de l'effet de dépression pour la préhension d'objet par un robot.	28
2.2	Exemple d'application de l'effet électromagnétique pour la préhension d'objet avec un robot.	29
2.3	Exemple d'application de l'effet électrostatique pour la préhension d'objet avec un robot [1].	30
2.4	Schéma de la manipulation d'atomes par des forces de Van der Waals et électrostatique [2].	30
2.5	Illustration de l'utilisation d'ultrasons pour la manipulation d'objets de faible taille. Les barres d'échelle représentent 2 mm pour la particule en (a) et 20 mm pour les autres figures [3]	32
2.6	Les os et les articulations de la main [7]	33
2.7	Exemple de doigts sous-actionnés avec une transmission avec des câbles et des poulies [19]	34
2.8	(a) Différence séquence de fermeture progressif des phalanges [21], (b) Cinématique réalisent une fermeture progressive du doigt avant le contact avec l'objet [22].	35
2.9	Exemple de doigts sous-actionnés présentent un très grand nombres de phalanges [25]	36
2.10	Exemple de doigt sous-actionné avec des poulies et des câbles [17]	39
2.11	Classification des implantations des doigts pour la préhension en opposition, en flexion, en adduction et cylindrique [27]	40
2.12	Implantation des doigts de la main MARS pour la réalisation de différentes préhensions [19]	42
2.13	Classification des préhensions de la main par Cutkosky [18].	43
3.1	Cinématique de la nouvelle architecture des doigts	46
3.2	Positions singulières du mécanisme sphérique de la phalange proximale avec $\theta_2 = 0$ (a) et $\theta_2 = \pi$ (b). Dans ces configurations, les éléments du système sphérique sont dans un même plan.	48

3.3	Positions singulières de la <i>boucle</i> ₂ avec l'angle θ_7 en ouverture (a) ou en fermeture (b). Ces positions sont légèrement influencées par l'abduction et le mouvement de flexion θ_6 , mais sont, avec les dimensions représentées, éloignées de la frontière de l'espace de travail pour réaliser une préhension.	49
3.4	Positions singulières de la <i>boucle</i> ₃ en ouverture (a) et en fermeture (b) suite à un mouvement en flexion de la phalange intermédiaire.	50
3.5	Représentation des positions singulières de la <i>boucle</i> ₄ d'activation par un mouvement en flexion d'ouverture de l'angle θ_1 à la base du doigt (a) et par un même mouvement en fermeture (b)	50
3.6	Vue du dessus de la positions des doigts pour saisir des objets neutres, cylindriques et sphériques	51
3.7	Exemple de (a) préhension sphérique et (b) de préhension cylindrique réalisées avec la nouvelle architecture de doigt et un actionnement avec 3 muscles pneumatiques	52
3.8	Schéma du mécanisme sphérique à un degré de liberté	53
3.9	l'angle ξ maximal obtenue pour un mouvement de $\delta \pm 30^\circ$ avec en abscisses α and η la solution retenue est représenté par le point S	55
3.10	En ordonnée, l'angle par ξ en deg, et en abscisse, l'angle δ de $\pm\pi/6$, pour un mécanisme $\alpha = 85^\circ$, $\eta_2 = 40^\circ$ (CATIA splin)	56
4.1	Déplacement progressif d'un doigt sous-actionné puis perte de contact en cas de force négative (image de droite) [19]	59
4.2	Schéma des forces extérieures sur le doigt.	62
4.3	(a) Schéma illustrant les contraintes sur stabilité de l'abduction avec une force f_4 .(b) Schéma illustrant les différents éléments qui composent le moment du couple de f_4 sur Θ_2 .	65
4.4	Mécanisme virtuel à deux degrés de liberté similaire au mécanisme sphérique.	68
4.5	Mécanisme <i>RSSR</i>	70
4.6	Mécanisme <i>RSSR</i> $\Gamma_5(\Gamma_6)$	72
4.7	Mécanisme d'activation plan	73
4.8	Boucle d'actionnement (<i>Boucle</i> ₄)	75
4.9	(a) Force de contact f_1 (N) (b) Force de contact (N) (c) Force de contact f_3 (N) (d) Force de contact f_4 (N) (e) : En bleu, l'ensemble des solutions avec les 4 forces de contacts positive; en rouge, l'ensemble des solutions avec au moins une force négative.	78
4.10	(a) Position P_0 ou home position (b) Position au point P_1 (c) Position P_2 (d) Position P_3 .	79
5.1	Exemple de préhension sphérique réalisée avec la nouvelle architecture de doigt équipant une main actionnée avec 3 muscles pneumatiques	81
5.2	Condition initiale du doigt et le cylindre à appréhender	83
5.3	Θ_6 en fonction de θ_7 et k_4	85
5.4	Θ_1 en fonction de k_4 dans les conditions angulaires initiales	85

5.5	Stabilité d'un doigt sous actionné à deux degrés de liberté en flexion θ_2 dans notre cas $\frac{k_4}{l_3}$ et θ_7 remplacent $\frac{k_2}{l_2}$ et θ_2 [19]	87
5.6	Évolution du rapport $\frac{\Theta_2}{f_4}$ en fonction de θ_2 et q_4	87
5.7	Variation du rapport de transmission $(\frac{F_{10}}{\Theta_2})_1$ en fonction de θ_2 et θ_6	89
5.8	Variation du rapport de transmission $(\frac{F_{10}}{\Theta_2})_2$ en fonction de θ_2 et θ_6	89
5.9	Variation du rapport de transmission $(\frac{F_{10}}{\Theta_2})_3$ en fonction de θ_2 et θ_6	90
5.10	Distance q_4 (mm) en fonction du mouvement d'abduction θ_2 en (degré) et la flexion de la phalange distale θ_7 en (degré)	93
5.11	Distance k_4 (mm) en fonction du mouvement d'abduction θ_2 en (degré) et la flexion de la phalange distale θ_7 en (degré)	93
5.12	Simulation dynamique avec le logiciel Adams	94
5.13	Simulation dynamique avec le logiciel ADAMS : Haut Angles (deg) en fonction du temps (sec). Bas Force F_{10} f_4 (N) en fonction du temps (sec).	95
5.14	(a) Position finale des doigts en préhension sur la pièce (b). Le vecteur bleu symbolise la norme de la surface de la pièce au point de contact et le vecteur orange la norme du plan de la phalange digitale	95
5.15	Simulation dynamique avec le logiciel Adams sans la mobilité θ_2	96
5.16	Résultats de la simulation dynamique avec le logiciel ADAMS sans la mobilité θ_2 : Haut Angles (deg) en fonction du temps (sec). Bas Force F_{10} f_4 (N) en fonction du temps (sec).	97
5.17	(a) Position finale des doigts en préhension sur la pièce sans la mobilité en θ_2 et (b) le vecteur bleu symbolise la norme de la surface de la pièce au point de contact et le vecteur orange la norme du plan de la phalange digitale	97
6.1	Exemples de mécanisme différentielles connectés en série [19], avec (a) des systèmes à barres, (b) des systèmes hydrauliques ou pneumatiques et (c) des systèmes à câbles et poulies	100
6.2	Force de blocage (N) en fonction de la course libre (mm) rectangle bleus= McKibben, triangle vert = PPAM, rectangle rouges = actionneurs fluidiques de flexion [38]	101
6.3	(a) Abaque donné par l'entreprise Festo, force(N) en fonction du % de contraction (h) et de la pression (bar). (b) Sa surface correspondante force(N) en fonction du % de contraction ($d - d_0$) et de la pression (bar)	103
6.4	Préhension (a) d'un objet de forme parallélépipédique et (b) d'un objet de forme hexagonale extrudée	106
6.5	(a) Vue du dessus de la préhension prismatique; (b) vue du dessus de la préhension concentrique.	109
6.6	Force f_{D1} (N) en fonction de θ_{1D1} (deg) et de la pression P (bar).	110
6.7	Écart E (mm) en fonction de la taille d'un objet hexagonal T (mm) et de la pression (bars).	111

6.8	Force f appliqué par le doigt D_1 (N) en fonction de la taille d'un objet hexagonal (mm) et de la pression (bars).	111
6.9	Écart E (mm) en fonction de la taille d'un objet prismatique T (mm) et de la pression (bars)	112
6.10	Force f appliqué par le doigt D_1 (N) en fonction de la taille d'un objet hexagonal (mm) et de la pression (bars).	112
7.1	CAD du prototype et désignation des sous-ensembles	116
7.2	(a) : base de la main robotique, (b) : les 4 liaisons concentriques du système sphérique.	117
7.3	(a) : Fixation du muscle pneumatique en liaison rotule sur la base de la main, (b) : Fixation du muscle pneumatique en liaison cardan sur le doigt.	118
7.4	(a) : Liaison PIP et (b) : Liaison MCP.	119
7.5	(a) : Système d'activation de la phalange proximale et intermédiaire, (b) : Liaison DIP et liaison PIP.	119
7.6	(a) Préhension sphérique, (b) préhension cylindrique et (c) préhension partiellement sphérique et partiellement cylindrique, réalisées avec un actionnement en boucle ouverte des 3 muscles pneumatiques.	120
7.7	Tests de préhension multiple pour les pièces 2 et 8.	122
7.8	Préhension des pièces 4, 5, 6, 9 et 10.	123
7.9	Préhension de la pièce n°11.	123
7.10	Phases de contrôle entre les positions ouverte et fermée.	125
7.11	Schéma hybride pour le passage de la phases 1 d'approche à la phase 2 de saisie.	126
7.12	Schéma avec une somme des signaux de mesures pour attendre une consigne unique pour les phases d'approche 1 puis de saisie (2).	127
7.13	Schéma en boucle fermée pour la phase 3 d'ouverture avec un contrôle en position.	127
7.14	Banc d'essai avec un doigt.	128
7.15	Modèle CAO du doigt avec un muscle pneumatique.	129
7.16	Modèle CAO de la surface de contact.	129
7.17	Suivi d'une référence sinusoïdale.	132
7.18	Scénario 1 : Résultats expérimentaux avec une référence de force fixée à 20 N et détection des contacts.	134
7.19	Scénario 2 : Résultats expérimentaux avec une force de référence=15 N sans détection de contact.	134
7.20	Scénario 3 : Résultats expérimentaux avec une référence de force=25 N sans détection de contact.	135
7.21	Configuration expérimentale pour la main à trois doigts	136
7.22	Intégration des capteurs d'effort dans la phalange digitale	137
7.23	Scénario 1 : Résultats expérimentaux de la préhension sphérique avec une référence de force=15 N.	138

7.24	Scénario 2 : Résultats expérimentaux de la préhension prismatique avec une référence de force=15 N.	139
7.25	Scénario 3 : Résultats expérimentaux de la préhension d'un oeuf avec une référence de force=4 N.	139

LISTE DES TABLEAUX

1.1	Paramètres des pièces	24
2.1	Caractéristiques des mains robotiques du commerce	37
2.2	Caractéristiques des mains robotiques du commerce	38
2.3	Préhensions humaines du set de pièces suivant la classification des préhensions de la main par Cutkosky	42
4.1	Paramètres de conception du doigt	77
4.2	Positions angulaire des degrés de liberté des points P_i	77
5.1	Conditions initiales des degrés de liberté	82
5.2	Positions finales des degrés de liberté du doigt	96
5.3	Positions finales des degrés de libertés sans la mobilité en abduction	98
6.1	Paramètres d'implantation des doigts	105
7.1	Limites articulaires d'un doigt	117
7.2	Préhensions réalisées	121

LISTE DES ACRONYMES

- MCP : Meta-carpo phamangeal joint
- PIP : Proximal inter phalangeal joint
- DIP : Distal inter phalangeal joint
- DDL : Degrée de liberté
- DDA : Degrée d'actionnement
- DDC : Degrée de commande
- PID : Proportionnel intégrateur dérivateur
- PI : Proportionnel intégrateur
- PAM : muscles artificiels pneumatiques
- OP : Opération d'usinage
- CAO : Conception assistée par ordinateur
- CAD : Computer-aided design
- MLI : Modulation de largeur d'impulsion
- PWM : Pulse-width modulation

INTRODUCTION

1.1 Problématiques industrielles et scientifiques

Depuis l'émergence des premiers robots, l'un des plus grands et importants défis à résoudre lors de la conception d'un nouveau robot est la réalisation de la fonction de préhension qui conditionne l'interaction avec l'environnement matériel. Ceci est particulièrement le cas des robots manipulateurs industriels pour lesquels, malgré un développement rapide ces dernières années dans les entreprises, demeurent de nombreux freins, particulièrement dans l'usinage aéronautique. Les faibles tailles des séries, la complexité des pièces, la variété des formes et la technicité des opérations limitent en effet l'utilisation de robots dans le cadre de la manipulation d'objets. Cette problématique est bien réelle, car si la taille des séries tend à augmenter avec les réussites commerciales du secteur, les autres facteurs limitant la robotisation demeurent. En effet, l'utilisation d'outils plus performants et d'imprimantes 3D métal permettent la réalisation de pièces aux formes de plus en plus complexes. Les préhenseurs actuels (pinces, ventouses . . .) sont développés pour répondre aux exigences des industries qui sont fortement robotisées, mais ne permettent pas de saisir des pièces aux surfaces ou aux masses variées telles que rencontrées dans l'industrie aéronautique. Cet état de fait limite fortement le recours à des préhenseurs classiques.

Plus la fonction du robot est spécialisée, plus il est simple de développer un effecteur adapté. Cependant, le développement de la robotique impose une plus grande adaptabilité avec pour objectif des préhenseurs universels s'inspirant des nombreuses solutions du vivant.



FIGURE 1.1 – Ultimate Robot : premier robot industriel avec une pince comme effecteur pour la préhension d'objet.

L'objectif principal de cette thèse est de permettre la préhension par un robot de pièces aéronautiques usinées en série limitée dont les formes et masses sont hétérogènes. Cet objectif peut être décomposé en trois problématiques.

Problématique 1 : conception d'un préhenseur générique pour toutes les pièces usinées. Cet objectif sera rempli si l'on peut attraper l'ensemble de la sélection de pièces produites par Armor Méca Développement.

Problématique 2 : simplicité de programmation et de mise en oeuvre du préhenseur. L'outil de mesure est le temps pour réaliser la préhension d'une nouvelle pièce et le nombre d'interactions entre l'automate de l'îlot robotisé et le préhenseur lors de son utilisation.

Problématique 3 : le nouveau préhenseur doit pouvoir fonctionner et être maintenu dans un environnement industriel à un faible coût. Cet objectif entraîne l'utilisation d'éléments du marché aux normes industrielles, pour être facile à changer en cas de défaillance.

1.2 Pièces types à saisir

Pour évaluer les performances du préhenseur un ensemble hétérogène de 11 pièces représentatives de l'activité d'Armor Méca Développement (Fig 1.2) a été choisi. Les dimensions extérieures ainsi que leurs masses sont présentées dans le tableau 1.1. Les pièces n°1 et n°2 ont principalement des formes cylindriques de diamètre et de taille importante là où les pièces n°3 et n°5 ont des formes plus planes. On peut associer la pièce n°3 à un disque là où la pièce n°5 a une forme prismatique. Les pièces n°4 et n°6 sont des pièces de support de forme prismatique. Les pièces n°7, n°8 et n°9 sont des pièces de fixation de conduit qui présentent des formes cylindriques pour la fixation de la tuyauterie et des formes prismatiques pour la fixation de la pièce à un bâti.

Les pièces n°10 et n°11 sont des pièces structurales où pour des contraintes de masse, les surfaces fonctionnelles sont reliées par un minimum de matières ce qui donne des formes prismatiques évidées. Ces pièces sont obtenues en usinage par enlèvement de matière. La pièce n°9 est représentée à deux stades de sa fabrication. En effet, la fabrication est décomposée en opérations (OP). Une opération correspond à un repositionnement de la pièce dans le bridage du centre d'usinage. La pièce doit pouvoir être appréhendée par le robot entre chacune de ces opérations. La pièce n°9' de la figure 1.3 est donc à un stade intermédiaire de fabrication alors que la pièce n°9 est dans son état final. Comme la pièce n°9', la pièce n°11 se trouve dans un état intermédiaire de fabrication ce qui explique sa masse plus importante. L'ensemble de ces pièces est en alliage d'aluminium à l'exception de la pièce n°10 qui est en acier.



Pièce n°1



Pièce n°2



Pièce n°3



Pièce n°4



Pièce n°5



Pièce n°6



Pièce n°7



Pièce n°8



Pièce n°9



Pièce n°10



Pièce n°11

FIGURE 1.2 – Set de pièces représentatives de l'activité d'Armor Méca Développement



FIGURE 1.3 – Pièce n°9'

TABLE 1.1 – Paramètres des pièces

Pièce n°	1	2	3	4
Dimensions (mm)	130 \square 90 \varnothing x115	140 \varnothing 80 \varnothing x65	145 \varnothing x 15	80x80x80
Masse (g)	310	310	172	140
Pièce n°	5	6	7	8
Dimensions (mm)	350x120x45	296x130x15	110x105x70 54 \varnothing	114x65x45
Masse (g)	190	325	160	320
Pièce n°	9	9'	10	11
Dimension (mm)	80x60x50	100x80x60	90x50x40	755x60x44
Masse (g)	108	290	256	1750

1.3 Structure de la thèse

Pour répondre aux problèmes définis ci-dessus, la thèse est organisée comme suit.

Le Chapitre 1 est consacré à un état de l'art sur la préhension en robotique. Ce chapitre part des phénomènes physiques adaptés à la préhension d'objets. Des critères de choix sont exprimés pour déterminer la force physique la plus adaptée à notre contexte industriel. Ensuite sont développées les différentes solutions techniques de préhension par force de contact. Ainsi, l'architecture des doigts sous-actionnés ainsi que l'implantation des doigts sur les préhenseurs robotiques seront particulièrement présentées.

Le Chapitre 2 présente une nouvelle cinématique spatiale de doigt sous actionné capable de réaliser des préhensions prismatiques et sphériques. La structure de la pince adaptée à l'implantation de la nouvelle cinématique sera aussi présentée.

Le Chapitre 3 développe l'analyse de la stabilité d'un doigt en contact avec un objet. Un modèle quasi-statique de la cinématique est proposé. Pour établir ce modèle, les équations des doigts sous-actionnés planaires sont adaptées et étendues à la nouvelle cinématique spatiale.

Le Chapitre 4 présente une analyse de la stabilité en abduction de la nouvelle cinématique. Pour ceci, une modélisation dynamique de la préhension d'un disque est réalisée avec le logiciel ADAMS. Les efforts en jeu qui permettent ce mouvement sont explicités par le recours au modèle quasi-statique présenté dans le chapitre 3. Ce chapitre permet d'évoquer les forces et les limites de la nouvelle cinématique.

Le Chapitre 5 est consacré aux interactions entre les différents doigts de la pince. Un état de l'art des solutions d'actionnement des doigts d'une main robotique sous-actionnée est présenté. Le concept de sous-commande est présenté pour permettre l'analyse de la chaîne d'actionnement du préhenseur qui a recours une commande pour plusieurs actionneurs. Une analyse de la stabilité de la prise avec deux pièces types est développée.

Le Chapitre 6 a pour objet la conception d'un prototype de préhenseur avec comme premier objectif de saisir le set de pièces test, ce qui donne lieu à une discussion sur les performances effectives du prototype. Par la suite, des expérimentations dans le cadre d'une commande sans modèle sont faites avec ce prototype ainsi que sur un banc d'essai pour explorer les possibilités d'une telle stratégie de commande dans le cas de la préhension.

Le Chapitre 7 conclut ce travail en rappelant les principaux résultats obtenus et en présentant les perspectives de recherche.

1.4 Principales contributions de la thèse

De manière générale, la contribution de ce travail de thèse consiste en le développement d'une nouvelle main robotique sous-actionnée à trois doigts et 11 degrés de liberté pour la préhension d'objets complexes.

On peut citer cinq contributions importantes dans cette thèse :

- le développement d'une nouvelle cinématique de doigt sous-actionnée spatiale qui permet en plus des mouvements de flexions, un mouvement d'abduction avec un seul actionnement ;
- la généralisation aux structures de contact parallèle des critères de stabilité des doigts sous actionnés planaires utilisés dans la littérature ;
- le développement d'une nouvelle structure d'activation entre les doigts d'une main robotique avec l'introduction du concept de sous-commande pour le contrôle des actionneurs ;
- la réalisation d'un prototype fonctionnel du nouveau préhenseur ;
- l'application d'une approche de type "commande sans modèle" pour le contrôle de structures sous-actionnées pour la préhension d'objets.

ÉTAT DE L'ART DE LA PRÉHENSION ROBOTISÉE

2.1 Introduction

La fonction de préhension est essentielle pour un robot car elle détermine l'interaction entre un robot et son environnement. Pour réaliser cette interaction, il existe un ensemble de forces physiques qui peuvent permettre de saisir puis de déplacer un objet. Pour chacune de ces forces, il existe de nombreuses solutions techniques qui seront présentées dans ce chapitre. Pour commencer, il est important de définir le terme de préhension par opposition à celui de manipulation, ainsi que le terme de stabilité, essentielle dans ces travaux.

Préhension et manipulation Le Larousse¹ permet de rappeler les définitions suivantes :

Préhension, nom féminin, (latin prehensio, -onis)

1. Action de saisir, d'agripper ou de retenir un support, un objet, une proie, etc.

Manipulation, nom féminin, (latin manipulus, poignée)

1. Action de tenir un objet dans ses mains lors d'une utilisation quelconque .
2. Action de soumettre quelque chose à certaines opérations en le tenant avec la main ou avec un instrument .

Stabilité, nom féminin, (latin stabilitas)

1. Qualité de ce qui est stable, de ce qui tend à conserver sa position d'équilibre .

Dans la suite de ce mémoire, le terme de préhension prendra le sens d'attraper un objet de façon stable, la stabilité étant définie comme l'immobilité de l'objet dans la préhension. D'autre part, le terme de manipulation sera utilisé pour définir une succession de préhension qui permet de déplacer ou orienter l'objet dans le préhenseur par une instabilité volontaire et contrôlée. Les termes de stabilité pourront aussi être appliqués au comportement du doigt. Dans ce cas, il ne s'appliquera qu'à celui-ci et non à l'ensemble de la main ou à la préhension.

1. Dictionnaire de la langue française : <https://www.larousse.fr/dictionnaires/francais/>

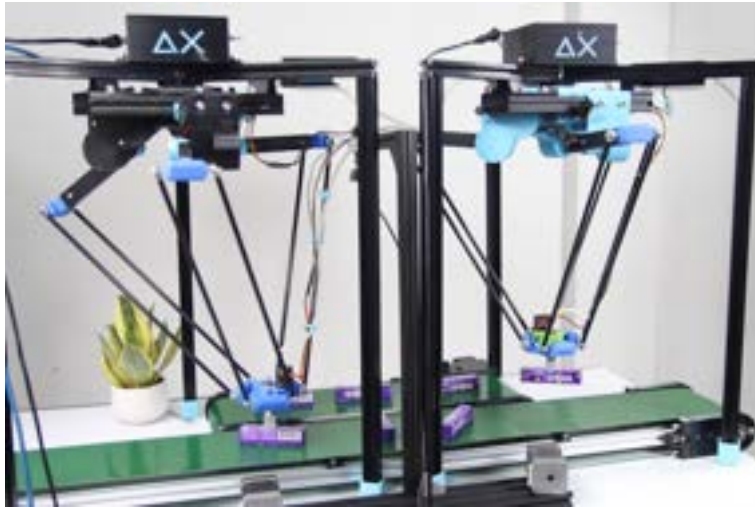


FIGURE 2.1 – Exemple d’application de l’effet de dépression pour la préhension d’objet par un robot.

2.2 Forces physiques pour la préhension

2.2.1 Forces de dépression

La force de saisie est produite par une dépression à l’intérieur d’une ventouse. La force de préhension est obtenue par la différence entre la pression de l’environnement P_a et la pression interne P_v , ce qui détermine la force produite $F = (P_a - P_v)S$ avec S , la surface d’application de la dépression. Dans un environnement à pression atmosphérique, le rapport $(P_a - P_v)$ est limité théoriquement à 1 bar et dans la pratique 0.4 à 0.5 bar. La surface S est la variable qui dimensionne la force de préhension du système. Dès lors que les surfaces sont complexes, variées, poreuse ou percées, il devient difficile de maintenir une dépression sur une surface suffisante. De plus, dans certains cas, la présence de fuites impose un effort constant pour maintenir la différence de pression ce qui peut entraîner une libération de l’objet en cas de défaillance du système pneumatique. Les avantages de l’effet de dépression sont la rapidité et la légèreté des ventouses particulièrement adaptées aux applications à forte cadence. L’accessibilité des surfaces peut aussi être un critère qui justifie l’utilisation ou pas de l’effet de dépression pour la préhension.

2.2.2 Effet électromagnétique et magnétique

Pour des objets métalliques, une force de préhension peut être obtenue par l’action d’un aimant permanent ou d’un électroaimant. Il existe plusieurs limitations à l’utilisation de cet effet, comme la consommation électrique importante et sa dissipation d’énergie par effet joule, mais aussi l’obligation de la génération d’un puissant champ magnétique. La perte de la préhension en cas de rupture de courant est aussi une limitation importante



FIGURE 2.2 – Exemple d’application de l’effet électromagnétique pour la préhension d’objet avec un robot.

pour le respect des contraintes de sécurité. Pour pallier ce problème, on peut utiliser l’effet magnétique avec des aimants permanents.

2.2.3 Forces électrostatiques

Cette force est une force de surface efficace uniquement à très courte distance. À l’image des systèmes magnétiques, on cherche à exploiter un champ électrique entre deux objets plongés dans un liquide diélectrique pour produire la force de saisie. L’intérêt de ce type d’effet est qu’il peut être utilisé sur la plupart des matières conductrices et semi-conductrices. En pratique, pour sa mise en œuvre, le préhenseur est porté à un certain potentiel alors que l’objet est lui relié à la masse. Les forces de saisie sont réduites de façon importante quand la distance entre les surfaces augmente, ou que les surfaces présente des aspérités ou encore en raison des inhomogénéités du diélectrique. Le besoin de fortes tensions ainsi que les contraintes de sécurité constituent une limitation importante à l’utilisation de cet effet.

2.2.4 Forces d’adhésion de Van der Waals

Pour des objets de taille submillimétrique, on peut utiliser l’énergie naturelle des surfaces faisant que toute surface tend à adhérer à une autre surface. Ce phénomène est dû aux forces de Van der Waals qui sont des forces de dispersion et de polarisation des atomes et des molécules des corps. Ces forces peuvent être attractives ou répulsives et agissent à des distances interatomiques jusqu’à plusieurs dizaines de nanomètres. La combinaison de cette force avec une force électrostatique permet la “manipulation” d’atomes par des microscopes à effet tunnel [2].

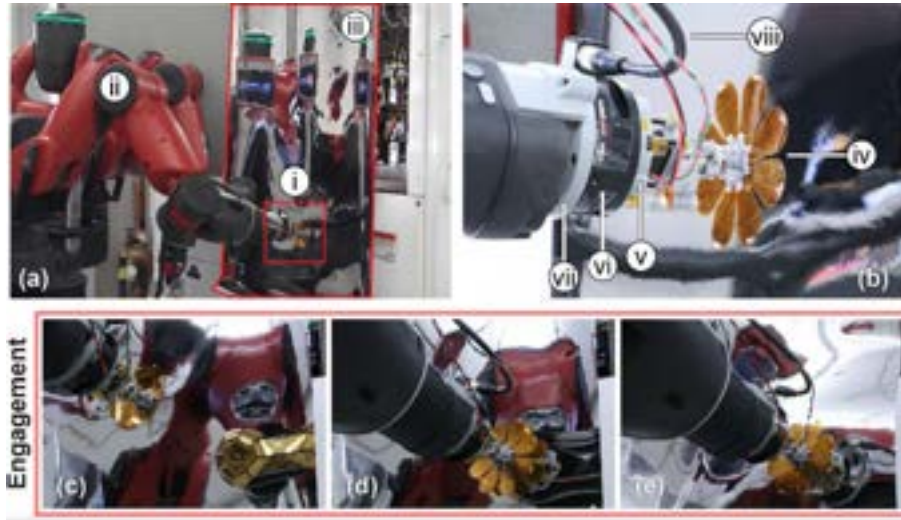


FIGURE 2.3 – Exemple d'application de l'effet électrostatique pour la préhension d'objet avec un robot [1].

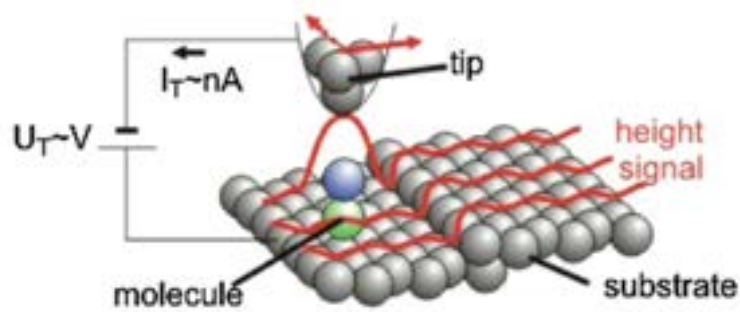


FIGURE 2.4 – Schéma de la manipulation d'atomes par des forces de Van der Waals et électrostatique [2].

2.2.5 Actions de contact solide-solide

Les actions de contact entre deux solides sont très fréquemment utilisées pour la saisie ; c'est par ce moyen que l'on manipule des objets au quotidien. Elles permettent une meilleure maîtrise de la configuration de l'objet. Pour qu'une préhension soit réalisée, toutes les mobilités de la pièce dans l'espace doivent être contraintes par un effort ou une combinaison d'efforts de contact. On peut aussi noter que, pour augmenter la stabilité de la pièce, une préhension hyperstatique est souvent réalisée. Les contraintes ainsi créées sur l'objet saisi dépendent de la nature des contacts. Ces contacts peuvent être ponctuels, linéiques, surfaciques ou être modélisés par la combinaison de ces contacts élémentaires. La géométrie des surfaces en contact, la rugosité, la rigidité ainsi que l'adhérence intrinsèque de la matière vont impacter l'effort tangentiel de saisie qui peut être modélisé par les lois de Coulomb. On peut aussi noter que la présence d'autres substances, (liquide, particule entre les surfaces de contact, ...) peut fortement réduire ce coefficient. Pour que la préhension soit stable, il faut que la somme des forces appliquées sur l'objet soit nulle ce qui contraint les orientations de ces forces de contact. De plus, il faut aussi que la somme des moments de ses forces soit nulle. Ceci impose des contraintes sur la position de ces forces. Les actions de contact peuvent aussi s'effectuer entre un solide et un milieu liquide ou gazeux.

2.2.6 Force de contact avec un liquide, un gaz ou des particules et force sans contact

Une utilisation différente des forces physiques permet de maintenir un objet dans un champ de forces. En déplaçant ou en modifiant le champ de forces, on peut obtenir un déplacement, une orientation de l'objet, ce qui correspond à une préhension ainsi qu'à une manipulation de l'objet. Ces champs de force peuvent être de plusieurs natures, avec des ondes mécaniques comme des ultrasons (Fig. 2.5) [3], avec des forces électro-optiques [4] [5] ou en interagissant avec la matière avec des forces magnétiques [6].

2.3 Choix des forces physiques pour une préhension

Le choix d'une force physique pour une préhension va dépendre d'un ensemble de critères :

1. la taille et la masse de l'objet à saisir. En effet, les forces évoquées précédemment permettent de déplacer un atome comme un module de la station spatiale internationale. Les forces physiques de surface sont très importantes à petite échelle mais négligeable à grande échelle ;
2. la matière manipulée. En effet, il faut par exemple que l'objet soit sensible à la force de préhension si elle est magnétique et il convient de saisir l'objet sans le détériorer s'il est fragile, photosensible, etc. ;

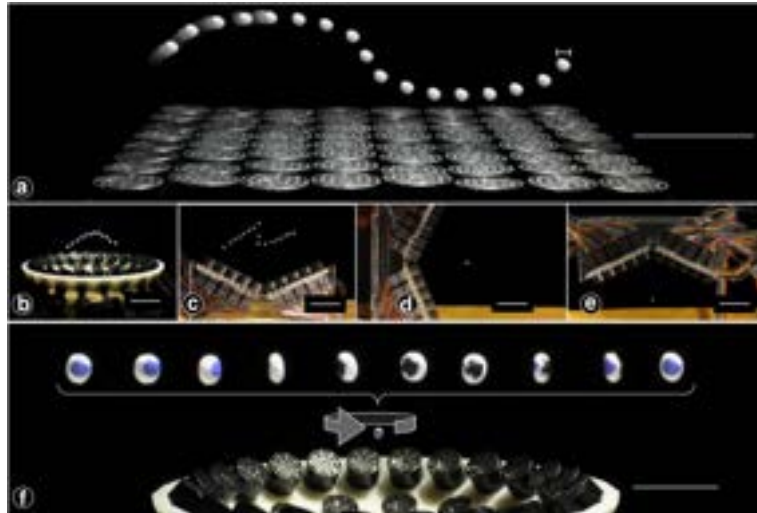


FIGURE 2.5 – Illustration de l'utilisation d'ultrasons pour la manipulation d'objets de faible taille. Les barres d'échelle représentent 2 mm pour la particule en (a) et 20 mm pour les autres figures [3]

3. le milieu dans lequel se fait la préhension, s'il est possible ou non d'avoir un contact, si la préhension se fait dans le vide, dans une atmosphère particulière ou encore dans un liquide ;
4. les formes de l'objet saisi ;
5. l'accessibilité des surfaces de l'objet à saisir ;
6. l'application générale dans laquelle s'inscrit la préhension, peut imposer des contraintes. La sécurité de la préhension et la sécurité pour les humains sont un dénominateur commun à toutes les applications. Néanmoins, d'autres contraintes peuvent être ajoutées en fonction des applications : contraintes de vitesse pour les milieux industriels, de biocompatibilités pour les milieux médicaux, etc.

Dans le cadre de cette thèse et au vu des forces physiques et des critères évoqués, les objets attrapés sont compris dans un volume de $150\text{ mm} \cdot 150\text{ mm} \cdot 150\text{ mm}$ et d'une masse inférieure à 10 kg et supérieure à 140 g ce qui élimine toutes les forces physiques dédiées à la micromanipulation dans le cadre de notre préhension. Les matières manipulées sont les alliages d'aluminium et de titane ainsi que des aciers, ce qui élimine ici les forces magnétiques et diélectriques qui ne permettent pas de manipuler ces matières. Les surfaces sont de tailles variables, irrégulières, complexes et peuvent être alvéolées ce qui élimine les forces de dépression. Enfin, la préhension se fait dans un milieu industriel en atmosphère normale. Les forces physiques qui semblent les plus adaptées pour réaliser la préhension souhaitée sont les forces de contacts solide-solide.

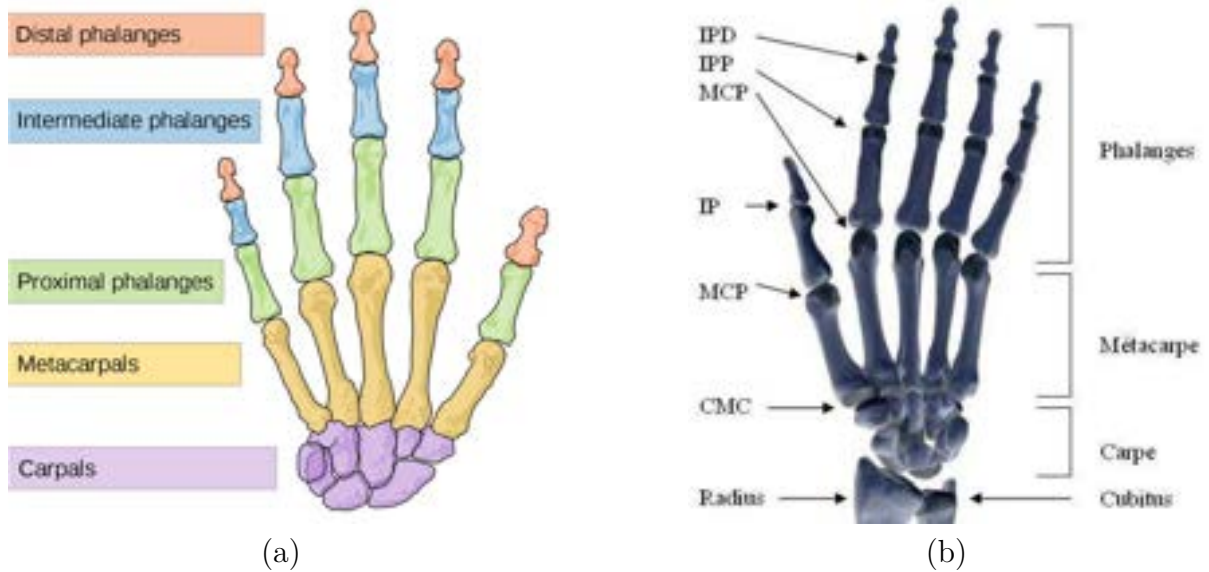


FIGURE 2.6 – Les os et les articulations de la main [7]

2.4 Les solutions techniques pour une préhension par des forces de contact

2.4.1 Terminologie anthropomorphique

Les préhenseurs rigides sont souvent qualifiés de main robotique même si le terme de pince est plus rigoureux. Néanmoins, le terme de main se justifie par le caractère anthropomorphique de certaines pinces. Dans ce cas, pour des raisons de compréhension, d'autres termes anatomiques comme la désignation de "phalanges" ou d'"articulations" de "doigts" (Figure 2.6) sont utilisés pour définir des éléments de ces préhenseurs montés sur une base qui peut être désignée de "paume". Le terme de doigt est alors utilisé pour désigner une extension mécanique qui a pour fonction de générer un ou plusieurs contacts qui peuvent être ponctuels ou surfaciques. Un doigt ne travaille jamais seul mais la préhension en utilise plusieurs pour bloquer les mobilités de l'objet saisi. Le nombre de doigts est déterminé par le nombre de contacts souhaités pour réaliser la préhension. Ces doigts sont composés de phalanges, la dernière phalange étant désignée comme distale et celle à la base du doigt comme proximale. Les phalanges qui peuvent se trouver entre les deux sont définies comme phalanges intermédiaires. Le nombre de phalange est déterminé par le nombre et la nature de contacts souhaités ou par la mobilité recherchée pour la phalange distale. Les acronymes MCP, IPP et IPD figure 2.6 sont utilisés pour désigner les liaisons entre les phalanges.

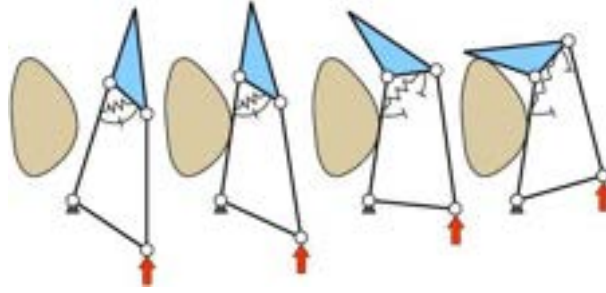


FIGURE 2.7 – Exemple de doigts sous-actionnés avec une transmission avec des câbles et des poulies [19]

2.4.2 Actions de contact par système rigide

Historiquement, les mains robotiques utilisent des éléments rigides liés par des liaisons mécaniques simples pour former des pinces à deux doigts. Plus récemment, des mains robotiques s’inspirant des mains humaines, et pouvant être utilisées par des robots industriels, des robots humanoïdes ou comme prothèses pour les humains. Depuis le début des années 1980, de nombreuses mains ont été conçues comme la main Okada [8], la main Stanford/JPL [9], la main Utah/MIT [10], la main LMS [11]. Cette première génération de main présentait de nombreux inconvénients tels que leur coût et la complexité de leur contrôle. D’autres mains ont ensuite été développées en réduisant le nombre d’actionneurs et le nombre de degrés de liberté [12], [13]. Une autre voie a été la création de mains sous-actionnées permettant de réduire le nombre d’actionneurs sans réduire le nombre de degrés de liberté [14], comme cela va être développé dans la section suivante.

2.4.3 Doigts sous-actionnés

Les architectures des doigts sous-actionnés ont peu changé depuis leur origine [15], [16] et restent planaire (voir Figure 2.7). Dans ce exemple un doigt sous-actionné à deux phalanges est soumis à une force (fleche rouge), un premier contact avec l’objet est réalisé sur la phalange proximal, le mécanisme entraîne ensuite la deuxième phalange pour générer un deuxième contact.

Afin de s’adapter aux objets à saisir, un mécanisme placé à la base de chaque doigt doit permettre de passer d’une prise cylindrique à une prise sphérique ou plane [14]. Dans ce cas, un ou deux actionneurs sont nécessaires pour changer le type de préhension sauf dans le cas de la main “Advanced Robot Manipulators”. Le mouvement d’abduction est activé par le même actionneur que le mouvement de flexion mais est moins performant que la solution avec des actionnements séparés [17]. Cependant, parmi la taxonomie des préhensions, celles qui sont cylindriques et sphériques sont principalement utilisées pour la préhension d’objets lourds [18]. Les autres types de mécanismes sont destinés aux tâches de précision et ne sont pas dédiés à la saisie d’objets lourds.

La majorité des travaux sur les doigts sous-actionnés a été de développer des cinéma-

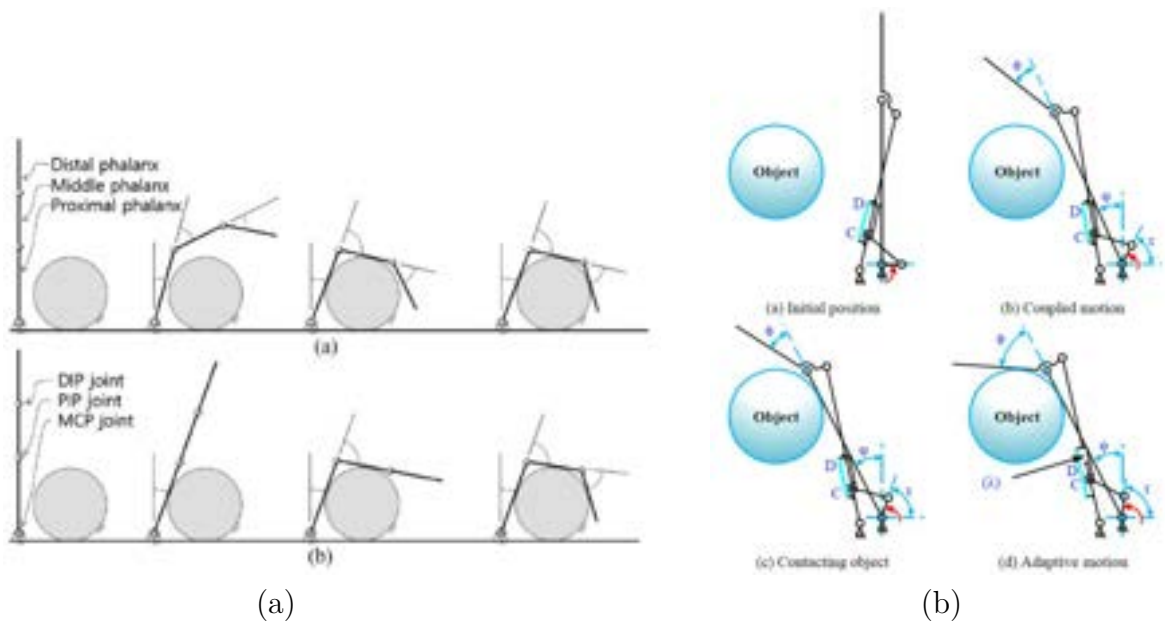


FIGURE 2.8 – (a) Différence séquence de fermeture progressif des phalanges [21], (b) Cinématique réalisent une fermeture progressive du doigt avant le contact avec l’objet [22].

tiques qui modifient le comportement des doigts avant le premier contact dans le but de le rapprocher de la configuration articulaire choisie. On distingue deux stratégies :

- l’une avec un mouvement de fermeture progressif des phalanges qui se rapproche de la fermeture naturelle d’un doigt humain ce qui favorise la prise à pleine main d’objets de grande dimension [20], [21], [22] (voir Figure 4.3(a)) ;
- une autre stratégie qui favorise le déplacement parallèle des phalanges distales comme pourrait faire une pince industrielle [19] ce qui favorise la préhension d’objet de petites dimensions uniquement par les phalanges distales [23] [24] .

Des travaux ont porté sur des doigts sous-actionnés avec un très grand nombre de phalanges [25]. Dans ce cas, leur analyse se rapproche d’une autre catégorie de main dite molle où le caractère continu de la matière est remplacé par une discrétisation en modules rigides dépendants du nombre de phalanges (voir Figure 2.9).

Actionnement par des câbles ou par un mécanisme à bielles. Il existe deux types d’actionnement pour transmettre les efforts dans des doigts sous-actionnés. La première solution est proche de la solution anatomique des mains humaines avec l’utilisation de câbles qui lient l’actionneur à la liaison mobile par un jeu de chemin de câbles et de “poules” (Voir Figure 2.10). La seconde solution s’inspire fortement des pinces industrielles qui utilisent des systèmes de bielles pour réaliser des chemins de pivot, afin de transmettre l’effort jusqu’à l’extrémité des doigts. Les avantages des systèmes à câbles sont la compacité qui est particulièrement recherchée pour les prothèses de main et la simplicité de

Nom	Nb DDL	Nb actionneur	Nb de liaisons mécaniques	Nb capteur	Nb de doigt
Modular Prosthetic Limb	26	17	26	109	5
iLimb hand	6	5	11	0	5
iLimb pulse hand	6	5	11	0	5
Bebionic HAND	6	5	11	0	5
Bebionic V2 HAND	6	5	11	0	5
micelangelo	2	2	6	0	5
shadow hand	20	40	24	129	5
shunck hand	20	9	20	9	5
Shunck PSH-52	1	1	2	1	2
Shunck SDH3	7	4	8	13	3
H2 Compliant Hand	12	5	12	5	5
MechaTE HAND	5	5	14	0	5
Adaptive gripper	5	5	14	5	3
robotiq 2	4	1	4	2	2
onrobot RG6	4	1	4	2	2
EH1 Milano Hand	6	6	16	29	5
EH1 Azzurra Hand	5	5	11	24	5
qb SoftHand Research	1	1	19	1	5
Gifu HAND II	16	16	20	859	5
KG2	2	2	4	6	2
KG3	3	3	6	9	3
Active CPG	3	1	4	0	2
barrett Hand BH8	8	4	8	8	3
AMADEUS II	6	9	3	9	3
AR-10	10	10	15	10	5
brunel hand	9	4	9	4	5
BionicSoftHand	12	12	12	40	5
MARS	12	6	33	6	3

TABLE 2.1 – Caractéristiques des mains robotiques du commerce

Nom	Nb DDL	Nb actionneur	Nb de liaisons mécaniques	Nb capteur	Nb de doigt
Icub	9	9	18	22	5
Robonaut HAND R2	12	14	14	104	5
dexhand	10	10	15	NA	5
LARA HAND	7	7	17	NA	5
Delf Hand	1	1	6	1	5
Harada Hand	5	5	11	NA	5
Dart HAND	19	19	19	NA	5
Mac HAND	12	16	15	28	4
Bionic HAND	16	22	16	47	5
Sandia Hand	15	15	12	76	4
OCU HAND	15	15	15	NA	5
DLR HIT Hand	12	12	16	65	4
DLR HIT Hand II	15	15	20	NA	5
DEXHAND	12	12	12	12	4
HIRO III	15	15	15	19	5
UB hand 3	18	15	16	NA	5
UNB hand	10	5	3	NA	5
Fuid hand III	8	8	5	NA	5
SmartHand III	16	4	4	40	5
Keio hand	20	15	1	15	5
LIMS GAND	9	3	9	NA	3
Vanderbilt hand	16	16	5	0	5
robot hand	8	8	8	NA	5

TABLE 2.2 – Caractéristiques des mains robotiques du commerce

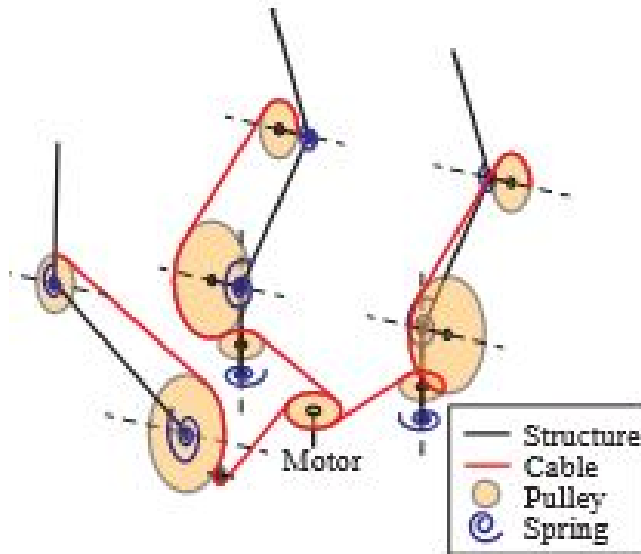


FIGURE 2.10 – Exemple de doigt sous-actionné avec des poulies et des câbles [17]

module d'Young). La plupart des robots conventionnels sont composés de métaux dont le module est supérieur à 50 GPa, voire d'acier dont le module d'Young est supérieur à 200 GPa. Inversement, les matériaux organiques naturels, comme la peau et les tissus musculaires, ont un module de l'ordre de 100 Pa. Ce décalage de propriétés mécaniques est une raison importante pour laquelle les robots rigides sont souvent incompatibles au niveau biologique et même dangereux pour l'interaction humaine. Les robots mous ont des surfaces suffisamment souples et déformables pour distribuer les forces sur une large zone de contact et éliminer les concentrations de contraintes. Les préhenseurs mous sont principalement composés de matières facilement déformables telles que des fluides, des gels et des élastomères qui correspondent aux propriétés élastiques des tissus biologiques.

Toutefois, de même que les machines et les robots conventionnels ne sont pas toujours bien adaptés à l'interaction homme-machine, les robots souples sont fondamentalement limités par leurs flexibilités mécaniques et ne conviennent pas aux applications nécessitant une puissance ou une précision élevée. De même, à petite échelle, la précision des machines exige souvent des pièces rigides qui se verrouillent fermement sur les objets et ne se relâchent pas ou ne se déforment pas élastiquement lorsqu'elles sont soumises à des tractions de surface.

Enfin, si les tissus naturels sont capables d'une très forte adaptabilité et d'une capacité réparatrice, les matières souples utilisées pour les robots mous sont souvent inertes ce qui les empêche de se réparer en cas de coupure dans la matière (cas assez courant lors de la manipulation d'objets au quotidien). A l'avenir, cette limite pourra être dépassée par des matières synthétiques biologiques.

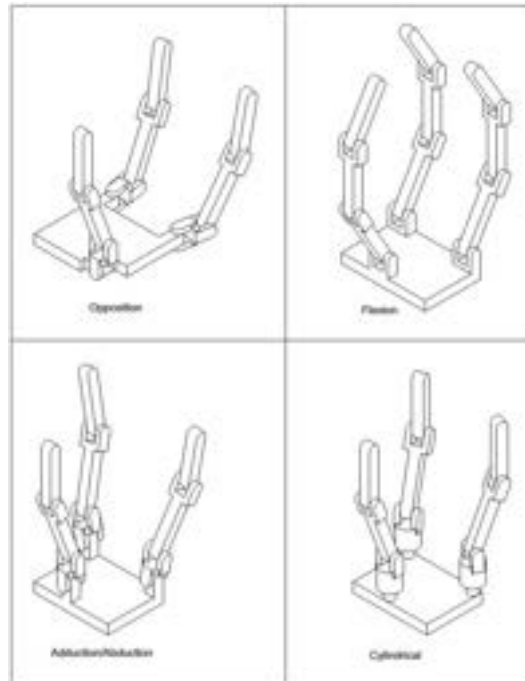


FIGURE 2.11 – Classification des implantations des doigts pour la préhension en opposition, en flexion, en adduction et cylindrique [27]

2.4.5 État de l’art du nombre de doigts et de l’implantation sur les mains robotiques

Trois paramètres doivent être ici pris en compte lors de la conception d’une main : le nombre de doigts, la mobilité de la cinématique des doigts et les préhensions désirées. En effet, si la pince doit réaliser uniquement des préhensions prismatiques, les doigts seront positionnés en opposition. Ils seront concentriques si le besoin est de réaliser des préhensions sphériques. Les choix restent ouverts lorsqu’il s’agit de réaliser les deux types de préhension. Dans la grande majorité des cas, la paume des mains robotiques est fixe et joue un rôle limité pour la préhension. Cependant, par anthropomorphisme, des mains robotiques présentent une paume actionnée [26] pour reproduire les mouvements des métacarpes des doigts de la main humaine. De la même manière, il est courant d’avoir un doigt qui fait face aux autres et que l’on peut appeler “pouce”. Pour ce qui est des préhenseurs industriels qui s’affranchissent de ce biomimétisme, la question de l’implantation des doigts reste ouverte (Voir Figure 2.11).

Concernant le nombre de doigts pour réaliser une préhension, on sait qu’il en faut au moins deux. Cependant, même s’il est théoriquement possible d’avoir une infinité de doigts, plusieurs configurations sont plus couramment utilisées que d’autres [28] :

les pinces à deux doigts . La pince à deux doigts se faisant face pour générer une préhension est la configuration la plus classique des pinces industrielles. Particulièrement simples dans leur conception, elles sont très peu versatiles et se limitent à la préhension d'un seul type de pièces connu lors de la conception du préhenseur.

les pinces à trois doigts . Les mains à trois doigts sont très courantes car elles permettent des préhensions plus complexes et une meilleure versatilité que les pinces industrielles à deux doigts. La solution présentée sur la figure 2.12 montre comment la mobilité de deux des doigts ainsi que leur positionnement relatif permettent de réaliser une préhension prismatique.

les pinces à cinq doigts . Certains préhenseurs ont des contraintes (par exemple de biomimétisme esthétique comme les prothèses) qui leur imposent 5 doigts. Il peut aussi être utile pour un préhenseur d'avoir des similarités avec la main humaine pour copier les stratégies de préhensions ou pour l'utilisation d'un outil. Les mains à cinq doigts peuvent offrir plus de flexibilité et de postures de préhension que des mains à trois doigts. Il est aussi possible avec une main à cinq doigts de faire de la manipulation d'objets. L'état de l'art fait apparaître deux solutions d'implantation des doigts, l'une anthropomorphique avec un pouce qui fait face aux quatre autres doigts et l'autre axisymétrique avec une répartition homogène des doigts.

les pinces à quatre doigts . C'est une solution intermédiaire entre les mains à trois doigts et les cinq doigts. Le choix d'avoir recours à 4 doigts peut avoir deux justifications. D'une part, il est courant, dans la conception de systèmes mécaniques, d'utiliser quatre systèmes d'appuis au lieu de trois pour augmenter la stabilité ou la rigidité d'une liaison entre deux éléments. D'autre part, la solution à quatre doigts est aussi celle qui permet la manipulation d'objet avec un minimum de doigts.

les pinces à huit doigts . Des préhenseurs ayant recours à plus de cinq doigts utilisent souvent une démarche de biomimétisme en s'inspirant des préhensions réalisées par la classe des céphalopodes dont font partie les Octopus, réputés pour leur dextérité. La solution à huit "doigts" que l'on nomme alors bras, est reprise pour la conception de préhenseurs à la recherche de capacité de préhension ou de manipulation nécessitant de grandes surfaces de contact ; ils sont particulièrement adaptés pour les objets fragiles.

2.5 Analyse des préhensions pour saisir le set de pièces choisi

Tous les objets du set de pièces (figure 1.2 et 1.3) peuvent être saisis par une main humaine. Il est donc possible d'utiliser la classification de la préhension de la main humaine proposée dans [18] et résumée sur la Figure 2.13 et de l'appliquer au set de pièces. Le

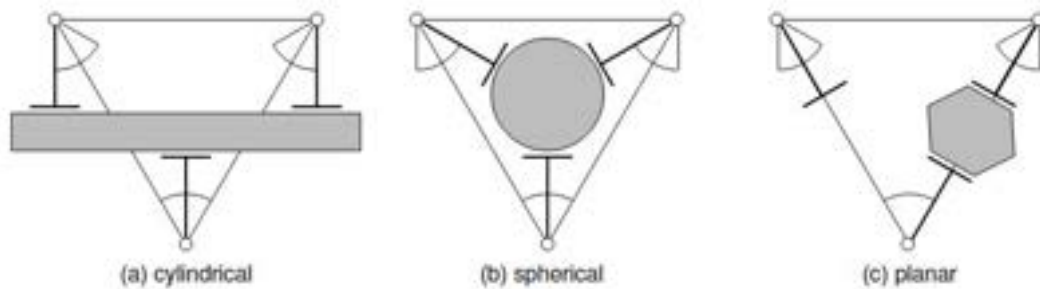


FIGURE 2.12 – Implantation des doigts de la main MARS pour la réalisation de différentes préhensions [19]

TABLE 2.3 – Préhensions humaines du set de pièces suivant la classification des préhensions de la main par Cutkosky

Pièce	1	2	3	4	5	6
Préhension	1, 12	1, 6, 7, 8, 12	6, 7, 8, 12	6, 7, 8	6, 7, 8	6, 7, 8
Pièce	7	8	9	9'	10	11
Préhension	2, 6, 7, 8, 12	6, 7, 8, 12	7, 8, 14	7, 8, 14	2, 7, 8	1, 6

Tableau 2.3 présente toutes les préhensions possibles pour saisir les différentes pièces. On observe que des préhensions prismatiques sont utilisées pour les pièces de type 1, 6, 7, 8, et sphériques pour celles de type 12 et 14.

2.6 Conclusion

Ce chapitre est parti d'une problématique industrielle pour exposer l'état de l'art des forces physiques qui sont utilisées pour la préhension. L'établissement de critères pour réaliser un choix parmi ces phénomènes physiques a permis de détailler l'état de l'art des solutions techniques pour la préhension d'objets avec des mains robotiques. Le cahier des charges a été affiné par une étude des préhensions humaines requises pour saisir les pièces présentées en introduction.

On retiendra que le préhenseur proposé dans ce travail devra réaliser des prises prismatiques et sphériques. L'objectif sera de réaliser ces deux types de préhension sans connaissance a priori des pièces à saisir avec un nombre minimum d'actionneurs.

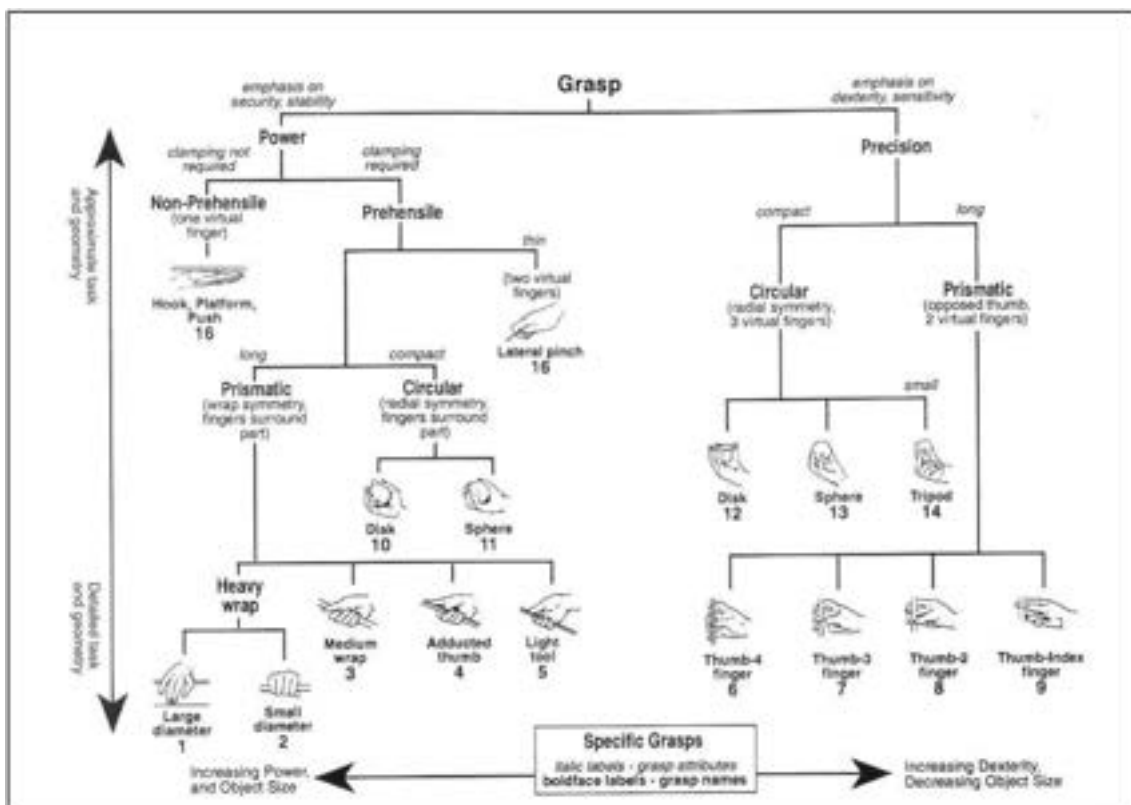


FIGURE 2.13 – Classification des préhensions de la main par Cutkosky [18].

PRÉSENTATION DE L'ARCHITECTURE GÉNÉRALE DU PRÉHENSEUR

3.1 Introduction

Ce chapitre présente une des contributions de la thèse par l'introduction d'une nouvelle cinématique spatiale de doigts sous-actionnés développée pour réaliser des prises sphériques et cylindriques. Cette nouvelle cinématique se caractérise par l'intégration d'un mécanisme parallèle sphérique utilisant 4 liaisons pivots dans la phalange proximale. Ce mécanisme introduit de nouveaux paramètres de conception. Les singularités cinématique du doigt ainsi que la configuration de référence du doigt P_{home} sont détaillées. Finalement, une structure de la pince adaptée à l'implantation de ces doigts pour permettre à la fois les prises prismatique et sphérique est proposée.

3.2 Architecture des nouveaux doigts

Pour réaliser des prises sphériques et cylindriques, une architecture de doigt sous-actionné spatiale activée par des mécanismes à barres est présentée avec un mécanisme sphérique pour la phalange proximale. La cinématique peut être décomposée en deux parties : la première a une fonction de contact avec l'objet et est composée de quatre éléments ainsi que d'éléments de contact de la phalange intermédiaire et distale ; les liaisons qui les lient sont représentées par la lettre O_i . Une autre partie de la cinématique, nommée système d'activation, comporte les éléments et liaisons représentés par la lettre P_i et ayant pour fonction de travailler en synergie et de transmettre les efforts aux éléments de contact pour générer une préhension (Figure 3.1).

Cette solution apporte un nouveau degré de liberté par rapport aux doigts sous-actionnés présent dans la littérature permettant ainsi un comportement non planaire comparable aux mouvements d'abduction de la main humaine et donc un changement du type de préhension. Pour réduire le nombre d'éléments, on utilise le plus petit nombre de doigts permettant de réaliser des prises sphériques et prismatiques ainsi, la main robotique est composée de trois doigts sous-actionnés dont le placement est défini pour réaliser les deux types de préhensions.

Les quatre degrés de liberté de chaque doigt peuvent être définis comme suit :

- un premier degré de liberté θ_1 est défini comme le mouvement de la phalange proximale. θ_1 est l'angle entre $\overrightarrow{P_2C}$ et $\overrightarrow{P_2P_{11}}$.

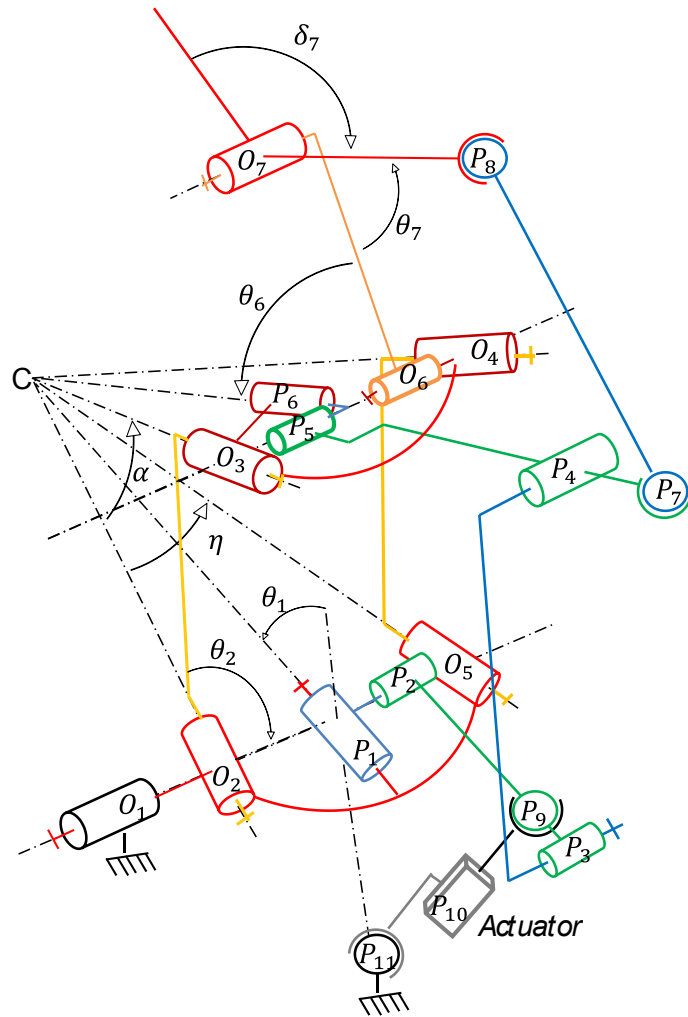


FIGURE 3.1 – Cinématique de la nouvelle architecture des doigts

- un deuxième degré de liberté θ_2 est défini comme le mouvement du système sphérique. θ_2 est l'angle entre les plans (C, O_2, O_3) et (C, O_2, O_5)
- un troisième degré de liberté θ_6 est défini comme le mouvement de la phalange intermédiaire. θ_6 est l'angle entre $\overrightarrow{O_5C}$ et $\overrightarrow{O_6O_7}$.
- enfin, un quatrième degré de liberté θ_7 est défini comme le mouvement de la phalange distale. θ_7 est l'angle entre $\overrightarrow{O_7O_6}$ et $\overrightarrow{O_7P_8}$.

Dans ce chapitre, le choix d'une nouvelle cinématique de doigt sous-actionné avec un nouveau degré de liberté en abduction est présenté. Le nombre de doigts de la main robotique est fixé à trois.

3.3 Boucle cinématique, singularités et limites articulaires d'un doigt

Le mécanisme du doigt est constitué de 4 boucles cinématiques qui présentent chacune des positions de singularité.

- Une boucle (*boucle₁*) qui est un mécanisme sphérique avec quatre liaisons pivots concourantes (O_2, O_3, O_4, O_5). Cette boucle possède un degré de liberté. Ce mécanisme sphérique présente des singularités cinématiques pour $\theta_2 = 0$, Figure 3.2(a) et $\theta_2 = \pi$, Figure 3.2(b). Ces deux configurations sont les singularités du mécanisme parallèle sphérique [29]. Dans ce cas, tous les éléments du système sphérique se trouvent dans un même plan et les deux modes d'assemblage se rejoignent. Le mécanisme peut changer de mode d'assemblage pour une configuration en X [30]. De plus, dans ces deux configurations, le système d'activation ne peut plus transmettre d'effort de l'actionneur sur les liaisons O_1 et O_6 . Les deux degrés de liberté associés θ_1 et θ_6 ne sont donc plus contrôlés car les angles ψ_1 et ψ_6 de la liaison P_1 et P_6 sont égaux à $\frac{\pi}{2}$ ou $-\frac{\pi}{2}$. L'angle θ_2 est responsable du mouvement en abduction. Cependant, ces deux configurations sont éloignées de frontière de l'espace de travail en ouverture latérale du doigt.
- Un mécanisme 3RSSR forme une boucle (*boucle₂*) avec les quatre liaisons pivots (P_5, P_6, O_6, O_7) et deux liaisons rotules (P_8, P_7). Cette boucle possède trois degrés de liberté. Mais le degré de liberté de la liaison P_6 est lié au degré de la *boucle₁*. Sur les deux degrés de liberté restant, seul celui de la liaison O_7 présente deux positions de singularité quand l'axe de la liaison pivot O_7 et les liaisons P_8 et P_7 se trouvent dans le même plan (Figure 3.3).
- La (*boucle₃*) est constituée d'un mécanisme planaire à quatre barres 4R (P_2, P_3, P_4, P_5) qui est relié au mécanisme sphérique par deux liaisons pivots P_1 et P_6 concourantes au centre du mécanisme sphérique C et inscrit dans le plan perpendiculaire à la (*boucle₃*). Cette boucle possède un degré de liberté et des configurations singulières pour les configurations où les points P_3, P_4 et P_5 sont alignés avec $\psi_4 = 0$ (Figure 3.4(a)) et $\psi_4 = \pi$ (Figure 3.4(b)). Dans ces configurations, le mécanisme à 4 barres a ses deux modes d'assemblage qui se rejoignent.
- La quatrième boucle cinématique (*boucle₄*) comprend une liaison prismatique actionnée P_{10} reliée par deux rotules (P_9, P_{11}) et trois liaisons pivots (O_1, P_1, P_2). Il existe aussi une configuration de singularité si les points P_1, P_9 et P_{11} sont alignés (Figure 3.5). En effet, dans ces configurations, l'actionneur sur la liaison P_{10} ne peut plus transmettre d'effort au mécanisme.

Dans ce type de configuration, il n'est pas possible de contrôler l'évolution du mécanisme. Des butées devront être placées pour éviter ces configurations.

Il existe aussi un ensemble de configurations problématiques quand $\theta_1 < 0$. Ces configurations ne sont pas des singularités mais le comportement du mécanisme d'activation change fortement et impacte l'ensemble du mécanisme sous-actionné. En effet, le sens du couple Ψ_1 sur la liaison P_1 généré par l'actionneur change de sens quand $\theta_1 = 0$ et $\theta_1 = \pi$.

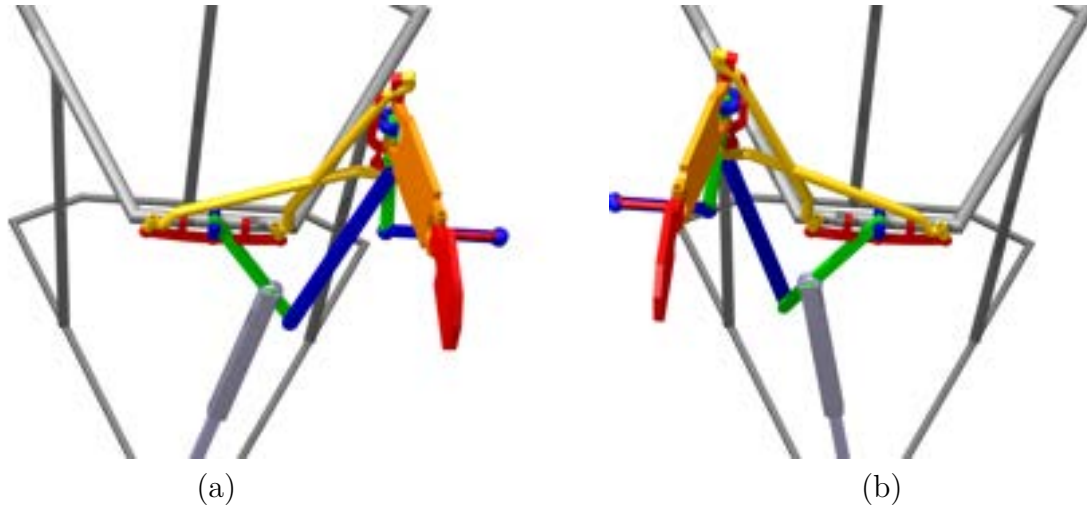


FIGURE 3.2 – Positions singulières du mécanisme sphérique de la phalange proximale avec $\theta_2 = 0$ (a) et $\theta_2 = \pi$ (b). Dans ces configurations, les éléments du système sphérique sont dans un même plan.

Afin d'éviter ce problème, l'angle θ_1 sera toujours positif et inférieur à π .

3.4 Implantation et orientation des doigts

La Figure 3.6 montre le positionnement idéal des doigts avec la nouvelle cinématique pour passer d'une prise prismatique à une prise sphérique.

Les lignes (I_1G_1) , $(I_{2-0}G_2)$, $(I_{3-0}G_3)$ représentent l'orientation d'un vecteur normal à la surface de l'articulation distale lorsque les trois doigts sont en position neutre ; les lignes (I_1G_1) , $(I_{2-1}G_1)$, $(I_{3-1}G_1)$ désignent l'orientation d'un vecteur normal à la surface de l'articulation distale lorsque les trois doigts sont en position pour effectuer une préhension cylindrique, l'angle entre les doigts est alors égal à τ_1 . Enfin, les lignes (I_1G_1) , $(I_{2-2}G_2)$, $(I_{3-2}G_3)$ désignent l'orientation d'un vecteur normal à la surface de l'articulation distale lorsque les trois doigts sont en position pour effectuer une préhension prismatique. Les points G_1 , G_2 , G_3 correspondent au point C (Figure 3.1) de chaque doigt.

Ce point C est fixe par rapport au premier élément de l'articulation proximale. Les points G_2 , G_3 sont donc fixés pour un angle θ_1 donné. Deux grandeurs sont importantes pour l'implantation des doigts : la dimension du cercle de base T_1 qui va déterminer la taille des pièces qui peuvent être saisies, et la distance T_{23} entre les points G_2 et G_3 qui détermine l'écartement des doigts D_2 et D_3 de la préhension prismatique.

La figure 3.7(a) montre un exemple de prise sphérique avec un prototype de préhenseur et la figure 3.7(b) la prise cylindrique.

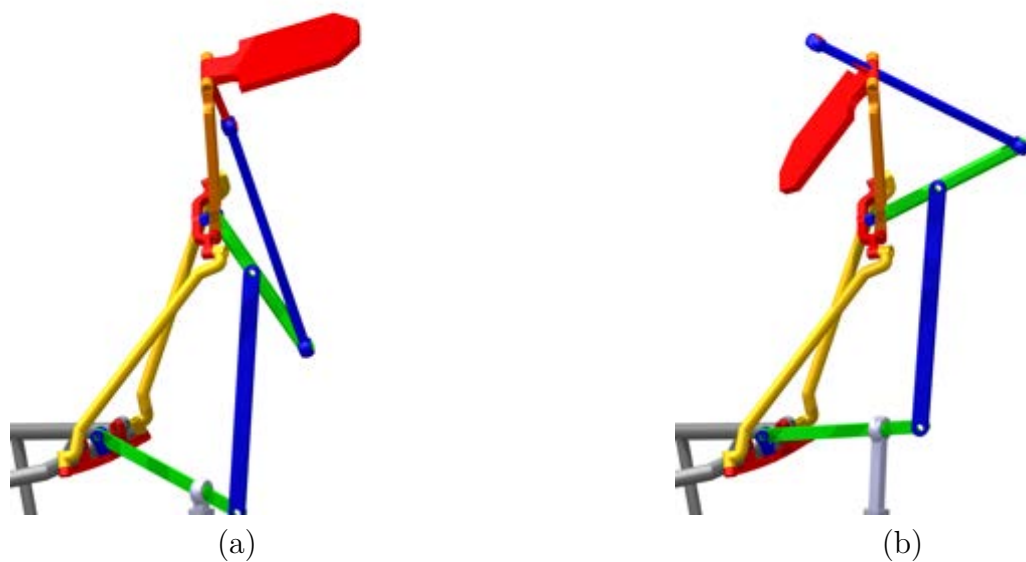
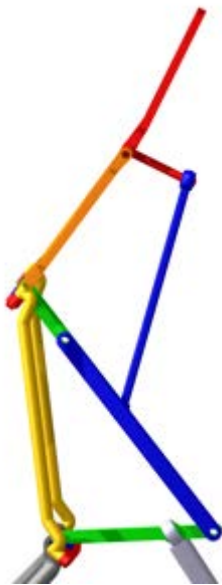
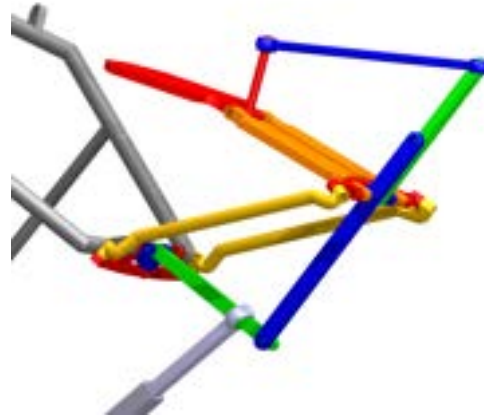


FIGURE 3.3 – Positions singulières de la *boucle*₂ avec l'angle θ_7 en ouverture (a) ou en fermeture (b). Ces positions sont légèrement influencées par l'abduction et le mouvement de flexion θ_6 , mais sont, avec les dimensions représentées, éloignées de la frontière de l'espace de travail pour réaliser une préhension.

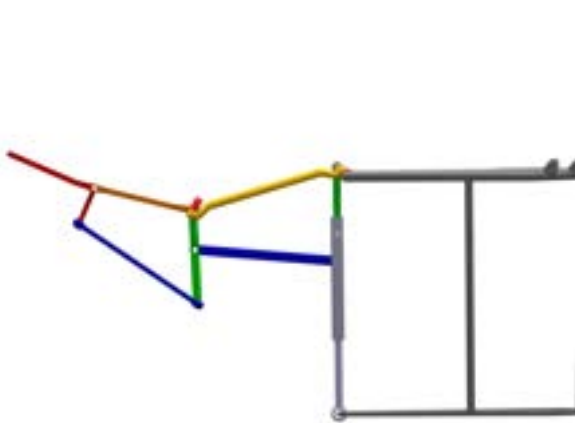


(a)

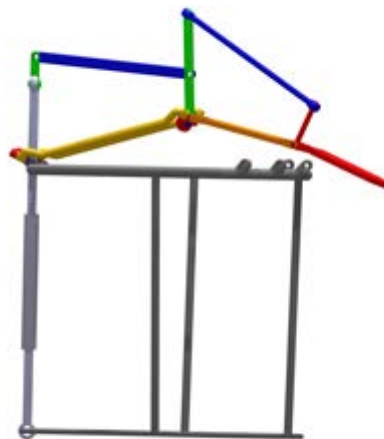


(b)

FIGURE 3.4 – Positions singulières de la *boucle*₃ en ouverture (a) et en fermeture (b) suite à un mouvement en flexion de la phalange intermédiaire.



(a)



(b)

FIGURE 3.5 – Représentation des positions singulières de la *boucle*₄ d'activation par un mouvement en flexion d'ouverture de l'angle θ_1 à la base du doigt (a) et par un même mouvement en fermeture (b)

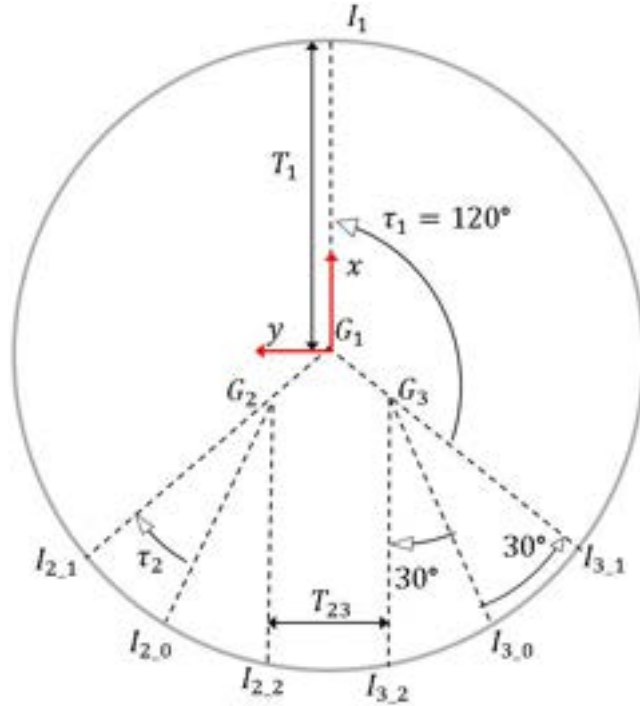


FIGURE 3.6 – Vue du dessus de la positions des doigts pour saisir des objets neutres, cylindriques et sphériques

3.5 Mécanisme sphérique a quatre liaisons pivot (4R)

L'innovation de cette architecture vient principalement de l'utilisation du mécanisme sphérique a 4 bars [31]. Afin de simplifier la géométrie du mécanisme parallèle sphérique, les angles du mécanisme sont fixés identiques deux par deux et définis comme suit : $\widehat{O_2CO_3} = \widehat{O_4CO_5} = \alpha$ et $\widehat{O_3CO_4} = \widehat{O_5CO_2} = \eta$. Dans un même souci de simplification, les distances entre le point C et les liaisons en O_2, O_3, O_4, O_5 sont définies comme identiques. Ces distances n'impactent pas le comportement angulaire du mécanisme sphérique mais peuvent modifier le comportement des contacts entre l'objet et le doigt. En effet les éléments 2 et 4 du mécanisme sphérique sont conçus pour être en contact avec l'objet. Le nouveau mécanisme fait donc apparaître deux nouveaux paramètres par rapport aux doigts sous-actionnés de la littérature α et η .

La position de repos du mécanisme sphérique est fixé pour $\theta_2 = \theta_5$. En utilisant les résultats provenant de l'étude des mécanismes sphériques parallèles [31], on trouve θ_{2home} .

$$\theta_{2home} = -2 \operatorname{atan} \left(\sqrt{\frac{-\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) \tan\left(\frac{\eta}{2}\right) - 1}{\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) \tan\left(\frac{\eta}{2}\right) - 1}} \right) \quad (3.1)$$



(a)



(b)

FIGURE 3.7 – Exemple de (a) préhension sphérique et (b) de préhension cylindrique réalisées avec la nouvelle architecture de doigt et un actionnement avec 3 muscles pneumatiques

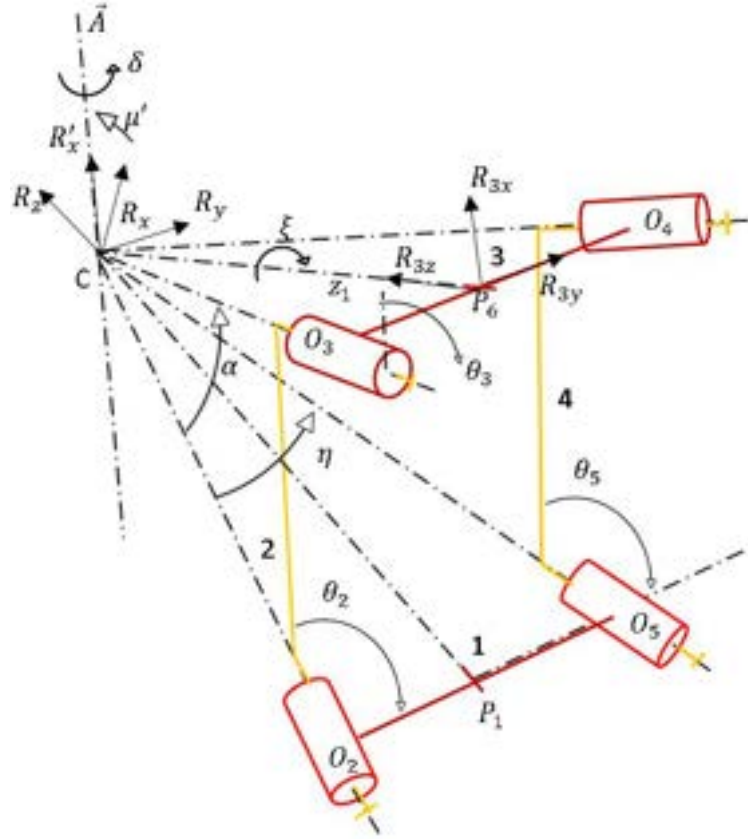


FIGURE 3.8 – Schéma du mécanisme sphérique à un degré de liberté

Dans le système sphérique 4R, l'élément 3 se déplace sur une sphère de centre C et de diamètre z_1 , figure 3.8. Pour déterminer le mouvement du repère R_3 attaché à l'élément 3, on définit un repère R fixé à l'élément 1 avec $\vec{R}_z = \vec{P}_1C$ et \vec{R}_x est normal au plan formé par les points c, O_2 et O_5 . Ainsi en utilisant les paramètres et les variables du mécanisme sphérique on peut écrire :

$$[R_3]_R = Rot_x\left(\frac{-\eta}{2}\right)Rot_z(\theta_2)Rot_x(\alpha)Rot_z(\theta_3)Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right)Trans_z(-z_1) \quad (3.2)$$

avec θ_3 en fonction de θ_2 défini comme [31], si $0 < \theta_2 < \pi$

$$\begin{aligned} \theta_3 &= -\text{atan}_2(B, A) + \text{acos}\left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2}}\right) \\ \text{autrement :} & \\ \theta_3 &= -\text{atan}_2(B, A) - \text{acos}\left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2}}\right) \end{aligned} \quad (3.3)$$

Avec :

$$\begin{aligned} A(\theta_3) &= \sin^2(\alpha) \cos(\eta) \cos(\theta_2) - \sin(\alpha) \sin(\eta) \cos(\alpha) \\ B(\theta_3) &= \sin^2(\alpha) \sin(\theta_2) \\ C(\theta_3) &= (\sin(\alpha) \cos(\eta) - \sin(\eta) \cos(\alpha) \cos(\theta_2)) \sin(\alpha) \end{aligned}$$

Les meilleurs paramètres α et η du mécanisme sphérique sont recherchés pour générer un rotation du doigt dans l'objectif de réaliser les préhensions prismatiques et sphériques. On définit pour cela un axe de rotation \vec{A} fixe dans le repère R autour duquel le point P_6 tourne d'un angle δ de $\pm 30^\circ$ pour réaliser les deux types de préhensions.

On définit un angle μ' constant entre \vec{R}_x et \vec{A} , μ' est fixé de telle sorte que dans la position de repos du mécanisme $\widehat{\vec{ACP}_1} = \widehat{\vec{ACP}_6}$.

En utilisant la trigonométrie sphérique [32] on détermine :

$$\mu' = \frac{\arccos\left(-\frac{\sin^2\left(\frac{\eta}{2}\right) - \cos(\alpha)}{\cos^2\left(\frac{\eta}{2}\right)}\right)}{2} \quad (3.4)$$

Deux autres variables angulaires μ et ξ sont nécessaires pour déterminer l'orientation du vecteur $R\vec{3}y$ qui est donné par :

$$\vec{R}_{3y} = Rot_y(-\mu') Rot_x(\delta) Rot_y(\mu) Rot_z(\xi) [0 \ 1 \ 0 \ 0]^t \quad (3.5)$$

Pour maximiser la perpendicularité entre le vecteur \vec{R}_{3y} attaché à l'élément 3 et l'axe \vec{A} , on cherche à minimiser l'angle ξ . Pour cela on défini un vecteur \vec{V} normale au plan formé par le vecteur \vec{A} et le point P_6 .

On fait varier les angles α et η sur une plage de $\frac{P_i}{6}(30^\circ)$ à $17\frac{\pi}{36}(85^\circ)$. Ces valeurs sont fixées de telle sorte quelles permettent la conception du système sphérique dans l'espace contraint de la phalange proximale. les solutions $\alpha + \eta > \pi$ présentent des problèmes de mobilité cinématique [33] et sont donc exclues de l'analyse.

$$\begin{aligned} \vec{V} &= \begin{bmatrix} -\sin(\delta) \sin(\mu') \\ -\sin(\delta) \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(\mu') + \cos(\delta) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) \\ \sin(\delta) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(\mu') + \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(\delta) \end{bmatrix} \\ \vec{R}_{3y} &= \begin{bmatrix} (\sin(\theta_2) \cos(\alpha) \cos(\theta_3) - \sin(\theta_3) \cos(\theta_2)) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) - \sin(\alpha) \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \sin(\theta_2) \\ (\sin(\theta_2) \sin(\theta_3) + \cos(\alpha) \cos(\theta_2) \cos(\theta_3)) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) - \sin(\alpha) \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(\theta_2) \\ \sin(\alpha) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(\theta_3) + \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(\alpha) \end{bmatrix} \end{aligned}$$

L'angle ξ s'écrit alors :

$$\xi = \arccos(\vec{V}^t \vec{R}_{3y}) \quad (3.6)$$

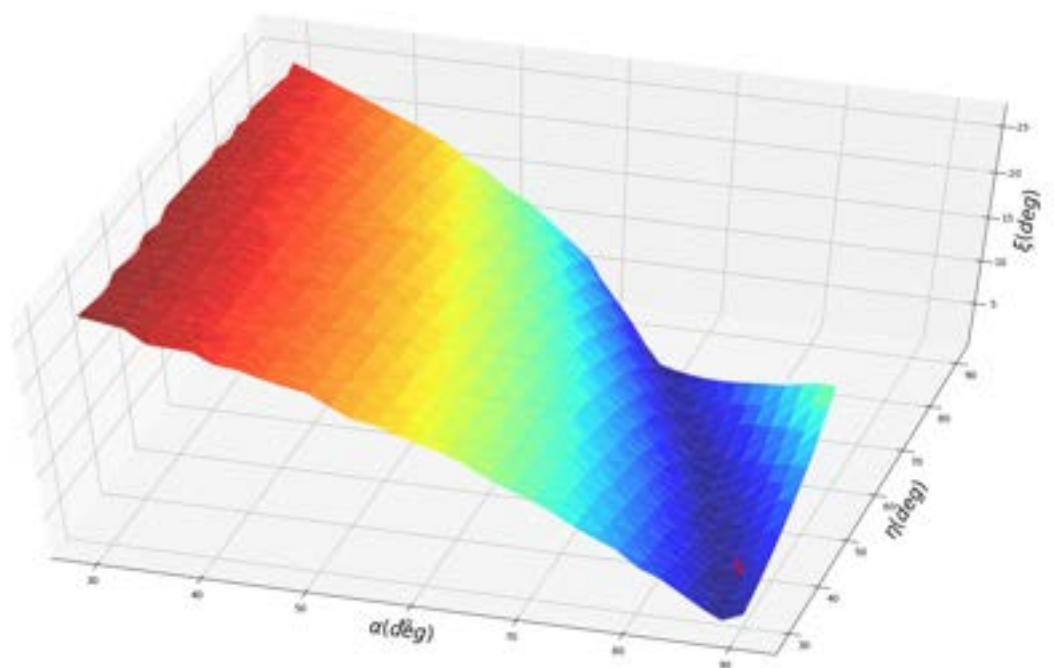


FIGURE 3.9 – l'angle ξ maximal obtenue pour un mouvement de $\delta \pm 30^\circ$ avec en abscisses α and η la solution retenue est représenté par le point S

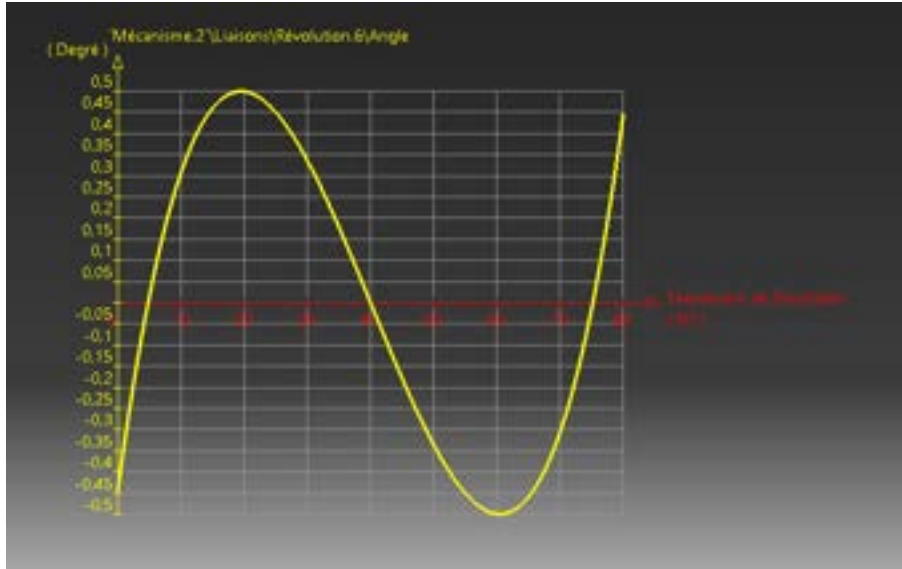


FIGURE 3.10 – En ordonnée, l’angle par ξ en deg, et en abscisse, l’angle δ de $\pm\pi/6$, pour un mécanisme $\alpha = 85^\circ$, $\eta_2 = 40^\circ$ (CATIA splin)

La meilleure solution est trouvée pour : $\alpha = 1.4835$ (85°), $\eta = 0.6981$ (40°) avec $\xi_{max} = 0.00870437$ ($\simeq 0.5^\circ$) (Figure 3.9). Cette configuration sera utilisée pour tous les calculs numériques de cette thèse (Figure 3.10).

On vérifie le résultat en effectuant un calcul numérique avec le logiciel Catia figure 3.10. Sur cette figure, on peut voir l’évolution de l’angle ξ qui présente un maximum pour $\delta = -15^\circ$ et un minimum $\delta = +15^\circ$.

3.6 Position verticale du doigt

En utilisant la trigonométrie sphérique [32] (Équation (3.7)) et les résultats provenant de l’étude des mécanismes sphériques parallèles [31], on définit la position de repos de θ_2 dans équation (3.1) et on trouve les angles θ_1 , θ_6 et θ_7 de telle sorte que le doigt se trouve à la verticale avec toutes ses phalanges alignées. Cette position définie comme ci dessous est utilisée comme position initiale :

$$\theta_{1home} = \frac{1}{2} \operatorname{acos} \left(\frac{-\sin^2 \left(\frac{\eta}{2} \right) + \cos(\alpha)}{\cos^2 \left(\frac{\eta}{2} \right)} \right) \quad (3.7)$$

$$\theta_{2home} = -2 \operatorname{atan} \left(\sqrt{\frac{-\tan \left(\frac{\alpha}{2} \right) \tan \left(\frac{\eta}{2} \right) - 1}{\tan \left(\frac{\alpha}{2} \right) \tan \left(\frac{\eta}{2} \right) - 1}} \right)$$

$$\theta_{6home} = -\frac{1}{2} \operatorname{acos} \left(\frac{2 \cos(\alpha) + \cos(\eta) - 1}{\cos(\eta) + 1} \right) - \pi/2 \quad (3.8)$$

$$\theta_{7home} = \pi - \delta_7 \quad (3.9)$$

Les angles sont définis comme positifs dans le sens de la fermeture des doigts.

3.7 Conclusion

Ce chapitre vient de présenter la nouvelle architecture des doigts permettant de réaliser des préhensions prismatiques et sphériques en ajoutant un degré de liberté passif supplémentaire au doigt sous-actionné de la littérature. Sa position de référence a été choisie pour être verticale et le placement de chaque doigt sur la paume pour pouvoir réaliser les préhensions de type sphérique et prismatique. Les amplitudes de déplacement du mécanisme sphérique ont été choisies pour éviter les singularités et permettent la réalisation des prises prismatique et cylindrique en minimisant les mouvements parasites.

ANALYSE DE LA STATIQUE D'UN DOIGT

4.1 Introduction

$$\mathbf{f} = \mathbf{J}^{-t} \mathbf{T}^{-t} \mathbf{t} \quad (4.1)$$

Dans [19], l'équation 4.1 définit les forces extérieures s'appliquant sur un doigt sous-actionné possédant une cinématique plane à n phalanges.

Les forces ainsi trouvées permettent de définir un critère de stabilité quasi-statique si toutes les phalanges sont en contact, lorsque $\mathbf{f} \geq \mathbf{0}$ où \mathbf{f} est le vecteur des forces de contact de la pièce sur les phalanges du doigt. En effet, une force négative est un indicateur de perte de contact entre la phalange et l'objet (voir figure 4.1). Dans ce chapitre, ce critère de stabilité est appliqué à la nouvelle architecture de doigt en adaptant l'équation 4.1 aux spécificités du nouveau doigt. Le modèle statique du doigt est écrit pour déterminer l'ensemble des termes de cette nouvelle équation. Enfin, un jeu de paramètres de conception est utilisé pour illustrer les configurations articulaires stables.

4.2 Analyse du modèle statique

Les termes de l'équation (4.2) [19] se décomposent sous la forme de plusieurs matrices : \mathbf{J} est la matrice des couples sur les degrés de liberté en fonction des forces appliquées sur les phalanges, \mathbf{T} est la matrice des rapports de couple du mécanisme de transmission et \mathbf{t} (Equation (4.2)) est le vecteur des forces d'entrées appliquées sur le mécanisme. Avec Θ_i est le couple appliqué sur la liaison O_i . F_{10} est la force appliquée par l'actionneur sur

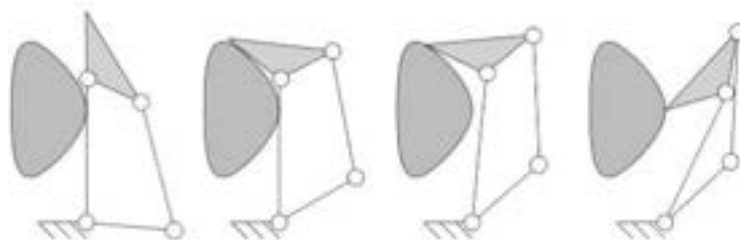


FIGURE 4.1 – Déplacement progressif d'un doigt sous-actionné puis perte de contact en cas de force négative (image de droite) [19]

le liaison, F_{10} et T_{θ_i} est le couple appliqué par le ressort de la liaison O_i sur les degrés de liberté θ_i .

$$\mathbf{t} = \begin{bmatrix} F_{10} \\ T_{\theta_1} \\ T_{\theta_2} \\ T_{\theta_6} \\ T_{\theta_7} \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

Cette équation est adaptée à la nouvelle cinématique qui comporte plusieurs particularités. La première particularité est l'application de l'effort d'actionnement sur une boucle cinématique séparée, et non sur le premier degré de liberté du doigt. On définit les matrices avec une dimension de plus que dans le cas de [19]. Les paramètres de la matrice qui lie les efforts extérieurs à ce mouvement sont nuls. On obtient alors une matrice jacobienne \mathbf{J} et une matrice de transition \mathbf{T} de la forme (Eq. (4.3)) dans le cas d'un doigt à 4 degrés de liberté en flexion plane. La matrice f (Eq. (4.4)) intègre en plus des efforts extérieurs f_i , l'effort de l'actionneur F_{10} qui s'applique sur cette nouvelle boucle.

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{f_1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{f_2} & \frac{\Theta_2}{f_2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{f_3}{\Theta_1} & \frac{f_3}{\Theta_2} & \frac{\Theta_6}{f_4} & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{f_4} & \frac{\Theta_2}{f_4} & \frac{\Theta_6}{f_4} & \frac{\Theta_7}{f_4} \end{bmatrix} \quad \mathbf{T} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{F_{10}}{\Theta_1} & -\frac{F_{10}}{\Theta_2} & -\frac{F_{10}}{\Theta_6} & -\frac{F_{10}}{\Theta_7} \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

Lors de la prise d'un objet, les contacts avec les doigts peuvent se situer à quatre endroits : deux au niveau du mécanisme sphérique, un au niveau de la phalange moyenne et un au niveau de la phalange distale.

Nous définissons les 4 forces f_1, f_2, f_3, f_4 (voir figure 4.2) qui s'appliquent aux points S_1, S_2, S_3, S_4 . k_1, k_2, k_3, k_4 et q_3, q_4 sont les distances entre ces points et l'origine des liaisons O_1, O_2, O_6, O_7 . m_1 et m_2 sont les angles entre la direction des forces f_1, f_2 et les plans (O_2CO_3) et (O_4CO_5) pour que les forces f_1, f_2 soient parallèles aux forces f_3, f_4 en position neutre (position de repos).

$$\mathbf{f} = \begin{bmatrix} F_{10} \\ f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

La deuxième particularité vient du mécanisme parallèle de la phalange proximale. Le mécanisme est ainsi un mécanisme hybride en partie parallèle et en partie sériel. Pour résoudre ce problème, on le décompose en deux problèmes distincts. Les matrices \mathbf{J}_p et

\mathbf{T}_p (Equation (4.5)) permettent de caractériser le comportement du mécanisme parallèle sphérique.

Les matrices \mathbf{J}_s et \mathbf{T}_s définies dans l'équation (4.6) permettent de caractériser le comportement du mécanisme sériel et l'impact de ce mécanisme sur les degrés de liberté du mécanisme parallèle.

$$\mathbf{J}_p = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{f_1} & \frac{\Theta_1}{f_1} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{f_2} & \frac{\Theta_2}{f_2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \mathbf{T}_p = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{F_{10}}{\Theta_1} & -\frac{F_{10}}{\Theta_2} & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

$$\mathbf{J}_s = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{f_3} & \frac{\Theta_2}{f_3} & \frac{\Theta_6}{f_3} & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{f_4} & \frac{\Theta_2}{f_4} & \frac{\Theta_6}{f_4} & \frac{\Theta_7}{f_4} \end{bmatrix} \quad \mathbf{T}_s = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -\frac{F_{10}}{\Theta_6} & -\frac{F_{10}}{\Theta_7} \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

Enfin, on peut écrire l'équation,

$$\mathbf{f} = \mathbf{J}_s^{-t} \mathbf{T}_s^{-t} \mathbf{J}_p^{-t} \mathbf{T}_p^{-t} \mathbf{t} \quad (4.7)$$

On peut donc en déduire les forces extérieures de contact sur le doigt qui s'écrivent :

$$\begin{aligned} f_1 &= F_{10} \left(-\frac{Jp_{23}Tp_{13}}{Jp_{22}Jp_{33} - Jp_{23}Jp_{32}} + \frac{Jp_{33}Tp_{12}}{Jp_{22}Jp_{33} - Jp_{23}Jp_{32}} \right) \\ &- \frac{Jp_{23} \left(F_{10} \left(-\frac{Js_{43}Ts_{14}}{Js_{44}} + \frac{Ts_{15}(Js_{43}Js_{54} - Js_{44}Js_{53})}{Js_{44}Js_{55}} \right) - \frac{Js_{43}t_4}{Js_{44}} + t_3 + \frac{t_5(Js_{43}Js_{54} - Js_{44}Js_{53})}{Js_{44}Js_{55}} \right)}{Jp_{22}Jp_{33} - Jp_{23}Jp_{32}} \\ &+ \frac{Jp_{33} \left(F_{10} \left(-\frac{Js_{42}Ts_{14}}{Js_{44}} + \frac{Ts_{15}(Js_{42}Js_{54} - Js_{44}Js_{52})}{Js_{44}Js_{55}} \right) - \frac{Js_{42}t_4}{Js_{44}} + t_2 + \frac{t_5(Js_{42}Js_{54} - Js_{44}Js_{52})}{Js_{44}Js_{55}} \right)}{Jp_{22}Jp_{33} - Jp_{23}Jp_{32}} \end{aligned} \quad (4.8)$$

$$\begin{aligned} f_2 &= F_{10} \left(\frac{Jp_{22}Tp_{13}}{Jp_{22}Jp_{33} - Jp_{23}Jp_{32}} - \frac{Jp_{32}Tp_{12}}{Jp_{22}Jp_{33} - Jp_{23}Jp_{32}} \right) \\ &+ \frac{Jp_{22} \left(F_{10} \left(-\frac{Js_{43}Ts_{14}}{Js_{44}} + \frac{Ts_{15}(Js_{43}Js_{54} - Js_{44}Js_{53})}{Js_{44}Js_{55}} \right) - \frac{Js_{43}t_4}{Js_{44}} + t_3 + \frac{t_5(Js_{43}Js_{54} - Js_{44}Js_{53})}{Js_{44}Js_{55}} \right)}{Jp_{22}Jp_{33} - Jp_{23}Jp_{32}} \\ &- \frac{Jp_{32} \left(F_{10} \left(-\frac{Js_{42}Ts_{14}}{Js_{44}} + \frac{Ts_{15}(Js_{42}Js_{54} - Js_{44}Js_{52})}{Js_{44}Js_{55}} \right) - \frac{Js_{42}t_4}{Js_{44}} + t_2 + \frac{t_5(Js_{42}Js_{54} - Js_{44}Js_{52})}{Js_{44}Js_{55}} \right)}{Jp_{22}Jp_{33} - Jp_{23}Jp_{32}} \end{aligned} \quad (4.9)$$

$$f_3 = F_{10} \left(-\frac{Js_{54}Ts_{15}}{Js_{44}Js_{55}} + \frac{Ts_{14}}{Js_{44}} \right) - \frac{Js_{54}t_5}{Js_{44}Js_{55}} + \frac{t_4}{Js_{44}} \quad (4.10)$$

$$f_4 = \frac{F_{10}Ts_{15}}{Js_{55}} + \frac{t_5}{Js_{55}} \quad (4.11)$$

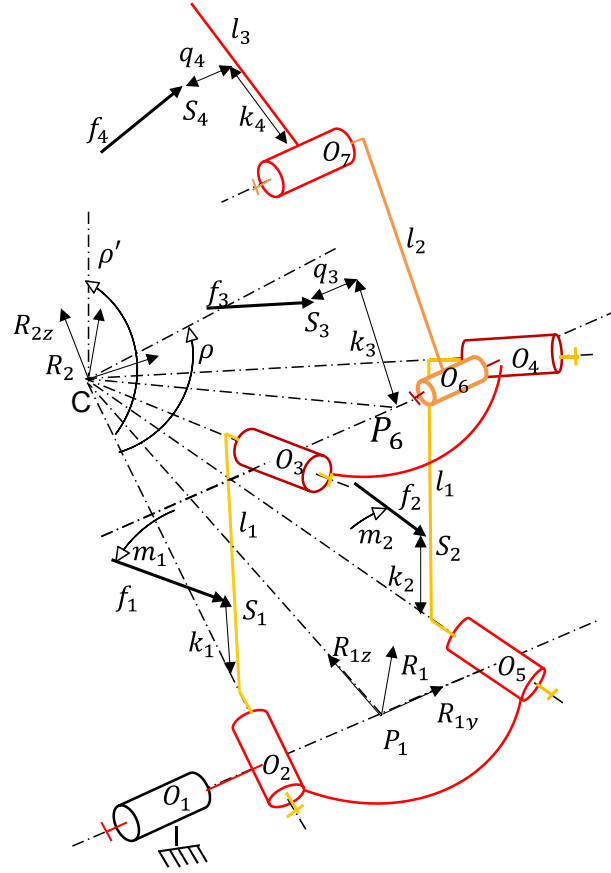


FIGURE 4.2 – Schéma des forces extérieures sur le doigt.

où $J_{s_{ij}}$, $J_{p_{ij}}$, $T_{s_{ij}}$, $T_{p_{ij}}$ sont les termes (i,j) des matrices \mathbf{J}_s , \mathbf{J}_p , \mathbf{T}_s et \mathbf{T}_p respectivement.

Dans les sous-sections suivantes, chaque terme des matrices \mathbf{T}_p , \mathbf{T}_s , \mathbf{J}_p , \mathbf{J}_s et \mathbf{t} sont détaillés afin d'obtenir l'expression de \mathbf{f} en fonction des paramètres de conception du doigt.

4.2.1 Matrices des moments \mathbf{J}_s et \mathbf{J}_p

En utilisant la trigonométrie sphérique [32], on obtient

$$\begin{aligned}
 m_1 &= \frac{1}{2} \operatorname{acos} \left(\frac{\cos(\eta) - \sin^2 \left(\frac{\alpha}{2} \right)}{\cos^2 \left(\frac{\alpha}{2} \right)} \right) \\
 m_2 &= -\frac{1}{2} \operatorname{acos} \left(\frac{\cos(\eta) - \sin^2 \left(\frac{\alpha}{2} \right)}{\cos^2 \left(\frac{\alpha}{2} \right)} \right)
 \end{aligned} \tag{4.12}$$

Pour effectuer les calculs, on peut définir un repère situé au milieu des points O_2 et

O_3 , au point P_1 , tel que $\overrightarrow{R_{1y}} = \overrightarrow{P_1O_5}$ et $\overrightarrow{R_{1z}} = \overrightarrow{P_1C}$ et un repère situé dans C tel que $\overrightarrow{R_{2z}} = \overrightarrow{O_2C}$ et $\overrightarrow{R_{2x}} = \overrightarrow{R_{1x}}$. La matrice \mathbf{J} dépend des points de contact du doigt où $\Theta_1, \Theta_2, \Theta_6, \Theta_7$ sont les couples selon les axes des articulations pivots situés en O_1, O_2, O_6, O_7 respectivement.

Les rapports $\frac{\Theta_7}{f_4}, \frac{\Theta_6}{f_4}, \frac{\Theta_6}{f_3}$ sont calculés de la même manière que dans le cas planaire [19] :

$$\frac{\Theta_7}{f_4} = k_4 \quad \frac{\Theta_6}{f_4} = k_4 - l_2 \cos(\delta_7 + \theta_7) \quad \frac{\Theta_6}{f_3} = k_3 \quad (4.13)$$

Les ratios $\frac{\Theta_2}{f_2}$ et $\frac{\Theta_2}{f_1}$ peuvent être calculés en utilisant les formules des mécanismes parallèles sphériques [31].

$$\begin{aligned} \frac{\Theta_2}{f_1} &= k_1 \sin(m_1) \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \\ \frac{\Theta_2}{f_2} &= \frac{\Theta_2}{\Theta_5} k_2 \sin(m_2) \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \\ \frac{\Theta_2}{\Theta_5} &= \frac{\sin(\rho)}{\sin(\rho - \eta)} \end{aligned} \quad (4.14)$$

où ρ est l'angle entre la ligne (O_2C) et l'intersection des plans (O_2CO_5) et (O_3CO_4) [31].

Les rapports $\frac{\Theta_1}{f_3}$ et $\frac{\Theta_1}{f_4}$ se lisent dans le repère R_1

$$\frac{\Theta_1}{f_3} = (S_{3xR1}f_{3zR1} - S_{3zR1}f_{3xR1}) \quad \frac{\Theta_1}{f_4} = (S_{4xR1}f_{4zR1} - S_{4zR1}f_{4xR1}) \quad (4.15)$$

Avec les positions des points de contact des forces extérieures S_3, S_4 calculées dans le repère R_1 avec

$$\begin{aligned} [S_{3xR1} \ S_{3yR1} \ S_{3zR1} \ 1]^t &= Trans_z(z_1)Rot_x\left(\frac{-\eta}{2}\right)Rot_z(\theta_2)Rot_x(\alpha)Rot_z(\theta_3)Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right) \\ &\quad Trans_z(-z_1)Rot_y(\theta_6)Trans_z(k_3) \\ &\quad Trans_y(q_3) [0 \ 0 \ 0 \ 1]^t \end{aligned} \quad (4.16)$$

$$\begin{aligned} [S_{4xR1} \ S_{4yR1} \ S_{4zR1} \ 1]^t &= Trans_z(z_1)Rot_x\left(\frac{-\eta}{2}\right)Rot_z(\theta_2)Rot_x(\alpha)Rot_z(\theta_3)Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right) \\ &\quad Trans_z(-z_1)Rot_y(\theta_6)Trans_z(l_2)Rot_y(\theta_7) \\ &\quad Trans_z(k_4)Trans_y(q_4) [0 \ 0 \ 0 \ 1]^t \end{aligned} \quad (4.17)$$

Enfin ; les composantes de f_3 et f_4 exprimées dans R_1 sont données par :

$$\begin{aligned}
[f_{3xR1} \ f_{3yR1} \ f_{3zR1} \ 1]^t &= Rot_x\left(\frac{-\eta}{2}\right)Rot_z(\theta_2)Rot_x(\alpha)Rot_z(\theta_3)Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right)Rot_y(\theta_6) \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^t \\
[f_{4xR1} \ f_{4yR1} \ f_{4zR1} \ 1]^t &= Rot_x\left(\frac{-\eta}{2}\right)Rot_z(\theta_2)Rot_x(\alpha)Rot_z(\theta_3)Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right) \\
&\quad Rot_y(\theta_6)Rot_y(\theta_7) \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^t
\end{aligned} \tag{4.18}$$

Les rapports $\frac{\Theta_1}{f_1}$ et $\frac{\Theta_1}{f_2}$ sont donnés par

$$\frac{\Theta_1}{f_1} = (S_{1xR1}f_{1zR1} - S_{1zR1}f_{1xR1}) \quad \frac{\Theta_1}{f_2} = (S_{2xR1}f_{2zR1} - S_{2zR1}f_{2xR1}) \tag{4.19}$$

avec les positions S_1, S_2 , données dans le référentiel R_1 et

$$\begin{aligned}
f_{1xR1} &= \sin(m_1) \cos(\theta_2) + \sin(\theta_2) \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cos(m_1) \\
f_{1zR1} &= \left(\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) + \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cos(\theta_2)\right) \cos(m_1) \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \sin(m_1) \sin(\theta_2) \\
f_{2xR1} &= \sin(m_2) \cos(\theta_5) + \sin(\theta_5) \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cos(m_2) \\
f_{2zR1} &= \left(\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) - \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) \cos(\theta_5)\right) \cos(m_2) \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \sin(m_2) \sin(\theta_5)
\end{aligned} \tag{4.20}$$

$$\begin{aligned}
\text{avec, si } 0 < \theta_2 : \theta_5 &= -\text{atan}_2(B, A) - \text{acos}\left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2}}\right) \\
\text{sinon} &: \\
\theta_5 &= -\text{atan}_2(B, A) + \text{acos}\left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2}}\right)
\end{aligned}$$

Avec :

$$\begin{aligned}
A(\theta_3) &= \sin^2(\alpha) \cos(\eta) \cos(\theta_2) - \sin(\alpha) \sin(\eta) \cos(\alpha) \\
B(\theta_3) &= \sin^2(\alpha) \sin(\theta_2) \\
C(\theta_3) &= (\sin(\alpha) \cos(\eta) - \sin(\eta) \cos(\alpha) \cos(\theta_2)) \sin(\alpha)
\end{aligned}$$

Pour les moments, $\frac{\Theta_2}{f_2}$ et $\frac{\Theta_2}{f_1}$ peuvent être calculés en utilisant les formules des mécanismes parallèles sphériques [31].

$$\frac{\Theta_2}{f_1} = k_1 \sin(m_1) \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right), \quad \frac{\Theta_2}{f_2} = \frac{\Theta_2}{\Theta_5} k_2 \sin(m_2) \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right), \quad \text{avec } \frac{\Theta_2}{\Theta_5} = \frac{\sin(\rho)}{\sin(\rho - \eta)}$$

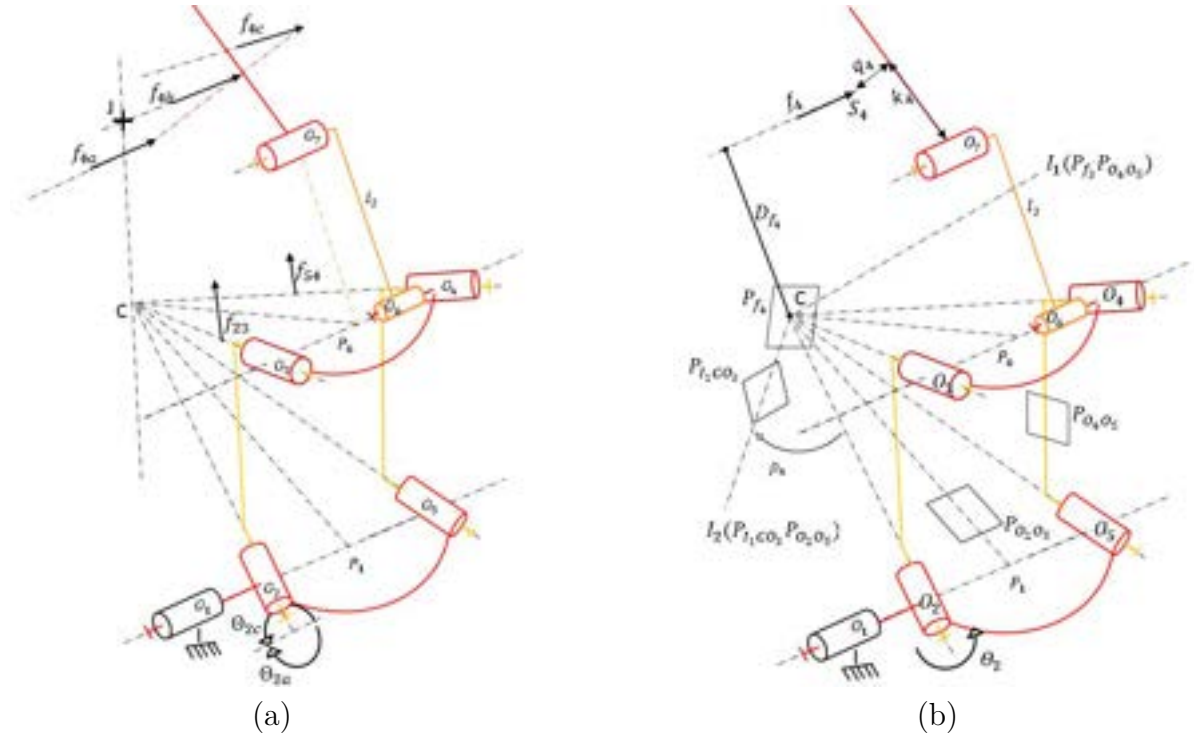


FIGURE 4.3 – (a) Schéma illustrant les contraintes sur stabilité de l'abduction avec une force f_4 .(b) Schéma illustrant les différents éléments qui composent le moment du couple de f_4 sur O_2 .

avec ρ l'angle entre la ligne (O_2C) et l'intersection des plans (O_2CO_5) et (O_3CO_4) [31].

On peut définir le sens des moments $\frac{\Theta_2}{f_3}$ et $\frac{\Theta_2}{f_4}$:

- si la force est à gauche de la droite CJ , le couple Θ_2 est dans la direction anti-trigonométrique (Figure 4.3(a), Θ_{2a} et f_{4a});
- si la force est à droite de CJ alors le couple Θ_2 est dans la direction trigonométrique (Figure 4.3(a), Θ_{2c} et f_{4c});
- si la force est sécante à la droite CJ , le couple Θ_2 est nul (Figure 4.3(a) f_{4b}).

avec la ligne CJ , définie par l'intersection entre les plans des deux éléments 2 (O_2O_3) et 4 (O_4O_5) du mécanisme sphérique.

Enfin, pour calculer $\frac{\Theta_2}{f_4}$, on définit une force f_4 au point S_4 de la phalange intermédiaire (Figure 4.3)(b). Ainsi, l'élément O_3O_4 est soumis à 3 forces : la force f_4 et les deux forces des éléments O_2O_3 et O_4O_5 . On appelle D_{f_4} la plus courte distance entre l'axe de la force f_4 et le point C . Le plan P_{f_4} est définie tel que la force f_4 et le point C soient inclus dans ce plan. Le plan $P_{O_4O_5}$ est le plan qui inclut les points O_4, O_5 et C . Ces deux plans forment une ligne d'intersection $L_1(P_{f_4}, P_{O_4O_5})$ passant par le point $I_1(P_{f_4}, P_{O_4O_5})$. Un nouveau plan est défini $P_{I_1CO_3}$ avec les deux lignes $L_1(P_{f_4}, P_{O_4O_5})$ et $C O_3$. Les trois plans $P_{f_4}, P_{O_4O_5}, P_{I_1CO_3}$ définissent un triangle de force. On peut donc pouvons maintenant définir la force

f_{CO_3} appliquée sur l'axe CO_3 , à savoir :

$$f_{CO_3} = \frac{\sin(\widehat{O_3 I_{31} O_4})}{\sin(\widehat{I_{31} O_4 O_3})} f_4 \quad (4.21)$$

$$\Theta_2 = f_{CO_3} D_{f_4} \sin(\rho_2) \quad (4.22)$$

L'angle ρ_3 est l'angle entre le plan $P_1 CO_3$ et la ligne CO_2 .

On peut donc définir le couple Θ_2 en fonction de la force f_4 voir la figure 4.3

$$\frac{\Theta_2}{f_4} = \frac{\sin(\widehat{O_3 I_{41} O_4})}{\sin(\widehat{I_{41} O_4 O_3})} D_{f_4} \sin(\rho_4) \quad (4.23)$$

On peut établir le même raisonnement pour obtenir $\frac{\Theta_2}{f_3}$.

$$\frac{\Theta_2}{f_3} = \frac{\sin(\widehat{O_3 I_{31} O_4})}{\sin(\widehat{I_{31} O_4 O_3})} D_{f_3} \sin(\rho_3) \quad (4.24)$$

Pour évaluer $\frac{\Theta_2}{f_3}$ et $\frac{\Theta_2}{f_4}$, une solution est de calculer le rapport de la vitesse aux points d'application des forces pour les multiplier par leurs composantes dans le repère R_2 , ce qui donne :

$$\frac{\Theta_2}{\Theta_3} = \frac{\dot{\theta}_3}{\dot{\theta}_2} = \frac{\sin(\rho')}{\sin(\rho' - \alpha)} \quad (4.25)$$

où ρ' est l'angle entre la ligne $(O_2 C)$ et l'intersection des plans $(O_2 CO_3)$ et $(O_4 CO_5)$ [31]. Les positions des points de contact des forces extérieures S_3, S_4 sont calculées dans le repère R_2 avec

$$[S_{3xR2} \ S_{3yR2} \ S_{3zR2} \ 1]^t = Rot_z(\theta_2) Rot_x(\alpha) Rot_z(\theta_3) Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right) Trans_z(-z_1) Rot_y(\theta_6) Trans_z(k_3) Trans_y(q_3) [0 \ 0 \ 0 \ 1]^t \quad (4.26)$$

$$[S_{4xR2} \ S_{4yR2} \ S_{4zR2} \ 1]^t = Rot_z(\theta_2) Rot_x(\alpha) Rot_z(\theta_3) Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right) Trans_z(-z_1) Rot_y(\theta_6) Trans_z(l_2) Rot_y(\theta_7) Trans_z(k_4) Trans_y(q_4) [0 \ 0 \ 0 \ 1]^t \quad (4.27)$$

Enfin ; les composantes de f_3 et f_4 exprimées dans R_2 sont données par :

$$[f_{3xR2} \ f_{3yR2} \ f_{3zR2} \ 1]^t = Rot_z(\theta_2)Rot_x(\alpha)Rot_z(\theta_3)Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right)Rot_y(\theta_6) \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^t$$

$$[f_{4xR2} \ f_{4yR2} \ f_{4zR2} \ 1]^t = Rot_z(\theta_2)Rot_x(\alpha)Rot_z(\theta_3)Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right)Rot_y(\theta_6)Rot_y(\theta_7) \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^t$$

Les ratios $\frac{\Theta_2}{f_3}$ et $\frac{\Theta_2}{f_4}$ sont quand à eux, définis comme :

$$\frac{\Theta_2}{f_3} = \frac{\dot{S}_{3xR2}}{\dot{\theta}_2} f_{3xR2} + \frac{\dot{S}_{3yR2}}{\dot{\theta}_2} f_{3yR2} + \frac{\dot{S}_{3zR2}}{\dot{\theta}_2} f_{3zR2} \quad (4.28)$$

$$\frac{\Theta_2}{f_4} = \frac{\dot{S}_{4xR2}}{\dot{\theta}_2} f_{4xR2} + \frac{\dot{S}_{4yR2}}{\dot{\theta}_2} f_{4yR2} + \frac{\dot{S}_{4zR2}}{\dot{\theta}_2} f_{4zR2} \quad (4.29)$$

Les matrices J_s et J_p sont donc désormais complètement définies.

4.2.2 Matrices des rapports de transmission des couples \mathbf{T}_s et \mathbf{T}_p

Le comportement du mécanisme d'actionnement est donné par la matrice \mathbf{T} . Le mécanisme d'actionnement est constitué de quatre boucles :

- Une boucle (*boucle*₁) avec cinq liaisons pivots (O_2, O_3, P_6, V_1, P_1). En entrée, cette boucle possède deux degrés de liberté mais seulement un seul si l'on considère le mécanisme sphérique. Ce dll peut être modélisé en fonction de θ_2 . La sortie du mécanisme peut être modélisée selon ψ_1, ν_1, ψ_6 (voir Figure 4.4). V_1 est une liaison virtuelle introduite dans la section suivante. Trois rapports de couple $\frac{\Gamma_1}{\Theta_2}, \frac{N_1}{\Theta_2}$ et $\frac{\Gamma_6}{\Theta_2}$ sont donc calculés.
- Une boucle (*boucle*₂) avec quatre liaisons pivots (P_5, P_6, O_6, O_7) et deux liaisons rotules (P_8, P_7). En entrée, cette boucle a un mécanisme à trois degrés de liberté qui peut être modélisé selon $\theta_7, \psi_6, \theta_6$. La sortie du mécanisme peut être modélisée selon ψ_5 . Nous calculons donc trois rapports de couple $\frac{\Gamma_5}{\theta_7}, \frac{\Gamma_5}{\Gamma_6}$ et $\frac{\Gamma_5}{\theta_6}$.
- Une liaison planaire à cinq barres (*boucle*₃) (P_2, P_3, P_4, P_5, V_1) qui est reliée au mécanisme sphérique par deux liaisons pivots P_1 et P_6 concourantes au centre du mécanisme sphérique C et inscrites dans le plan perpendiculaire aux liaisons du mécanisme planaire à cinq barres. Les articulations (P_1, P_2) et (P_5, P_6) sont équivalentes à une liaison cardan. Cette boucle possède deux degrés de liberté qui peuvent être modélisés selon ν_1, ψ_5 . La sortie du mécanisme peut être modélisée selon ψ_2 . Deux rapports de couple sont calculés, $\frac{\Gamma_2}{N_1}$ et $\frac{\Gamma_2}{F_5}$.
- Une liaison prismatique actionnée P_{10} reliée par deux rotules (P_9, P_{11}) et trois liaisons pivots (O_1, P_1, P_2) (*boucle*₄). En entrée, cette boucle a un mécanisme à trois degrés de liberté qui peut être modélisé selon θ_2, ψ_1, ψ_2 . La sortie de ce mécanisme est l'articulation prismatique P_{10} . Trois rapports de force sont calculés,

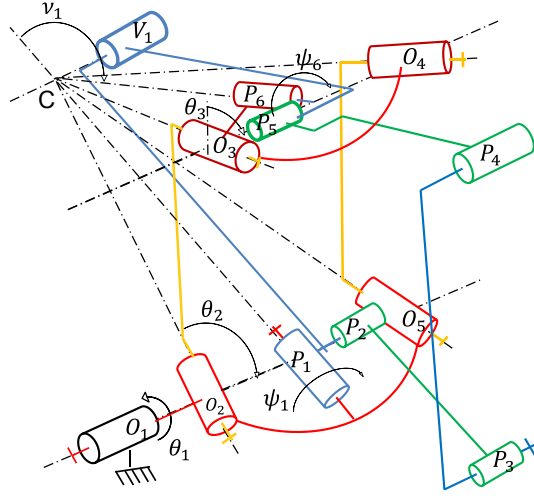


FIGURE 4.4 – Mécanisme virtuel à deux degrés de liberté similaire au mécanisme sphérique.

$$\frac{F_{10}}{\Theta_1}, \frac{F_{10}}{\Gamma_1} \text{ et } \frac{F_{10}}{\Gamma_2}.$$

Mécanisme Virtuel à 2-dlls (*boucle*₁)

On définit un mécanisme virtuel à deux degrés de liberté (ν_1, ψ_1) (P_1, V_1, P_6) pour modéliser le comportement du mécanisme sphérique sur le premier étage du mécanisme d'actionnement du doigt (P_2, P_3, P_4, P_5) . L'axe de la liaison V_1 passant par le point C est perpendiculaire au plan formé par les points P_1, C, P_6 . Le mécanisme virtuel est relié au point P_6 situé sur le mécanisme sphérique.

En fonction des valeurs de θ_2 , le mécanisme parallèle sphérique admet deux modes d'assemblage, le mode parallélogramme et le mode anti-parallélogramme. Le premier mode est utilisé dans le mouvement du doigt et des limites sur les liaisons passives seront placées pour éviter la singularité du mécanisme et le changement de mode d'assemblage. Les angles du mécanisme virtuel sont définis par

$$\nu_1 = \arccos \left(\frac{-P_{6y} \sin \left(\frac{\eta}{2} \right) + P_{6x} \cos \left(\frac{\eta}{2} \right)}{\cos \left(\frac{\eta}{2} \right)} \right) \quad (4.30)$$

Si $P_{6y} > 0$ alors

$$\begin{aligned} \psi_1 &= -\arccos \left(-\frac{P_{6z}}{\sin(\nu_1) \cos \left(\frac{\eta}{2} \right)} \right) \\ \text{sinon} \\ \psi_1 &= \arccos \left(-\frac{P_{6z}}{\sin(\nu_1) \cos \left(\frac{\eta}{2} \right)} \right) \end{aligned} \quad (4.31)$$

avec $P_6 = [P_{6x}, P_{6y}, P_{6z}]^t$ défini en fonction des paramètres de conception et des angles du mécanisme parallèle sphérique [31] :

$$\begin{aligned} P_{6x} &= -\frac{(\cos(\eta) + 1) \cos(\alpha)}{2} + \frac{\sin(\alpha) \sin(\eta) \cos(\theta_3)}{2} \\ P_{6y} &= \frac{((\cos^2(\eta) + 1) \sin(\alpha) + \sin(\eta) \cos(\alpha) \cos(\theta_3)) \cos(\theta_2) \sin(\eta) \sin(\theta_2) \sin(\theta_3)}{2} \\ &\quad \frac{\sin(\eta) \sin(\theta_2) \sin(\theta_3)}{2} \\ P_{6z} &= -\frac{((\cos(\eta) + 1) \sin(\alpha) + \sin(\eta) \cos(\alpha) \cos(\theta_3)) \sin(\theta_2) \sin(\eta) \sin(\theta_3) \cos(\theta_2)}{2} \end{aligned}$$

En raison de la symétrie du mécanisme sphérique, on trouve

$$\psi_1 = -\psi_6. \quad (4.32)$$

Le rapport de couple $\frac{N_1}{\Theta_2}$ et $\frac{\Gamma_1}{\Theta_2}$ peut maintenant s'écrire

$$\frac{N_1}{\Theta_2} = -\operatorname{asin} \left(\frac{\dot{P}_{6x} \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) - \dot{P}_{6y} \sin\left(\frac{\eta}{2}\right)}{\cos\left(\frac{\eta}{2}\right)} \right) \quad (4.33)$$

si $P_{6y} > 0$:

$$\frac{\Gamma_1}{\Theta_2} = \frac{\Gamma_6}{\Theta_2} = -\frac{N_1 P_{6z} \cos(\nu_1) - \dot{P}_{6z} \sin(\nu_1)}{\sin^2(\nu_1) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) \sqrt{-\frac{P_{6z}^2}{\sin^2(\nu_1) \cos^2\left(\frac{\eta}{2}\right)} + 1}} \quad (4.34)$$

autrement :

$$\frac{\Gamma_1}{\Theta_2} = \frac{\Gamma_6}{\Theta_2} = \frac{N_1 P_{6z} \cos(\nu_1) - \dot{P}_{6z} \sin(\nu_1)}{\sin^2(\nu_1) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) \sqrt{-\frac{P_{6z}^2}{\sin^2(\nu_1) \cos^2\left(\frac{\eta}{2}\right)} + 1}} \quad (4.35)$$

en fonction de la vitesse de P_6 :

$$\begin{aligned} \frac{\dot{P}_{6x}}{\dot{\theta}_2} &= -z_1((-\dot{\theta}_3 \sin(\theta_2) \sin(\theta_3) \cos(\alpha) + \dot{\theta}_3 \cos(\theta_2) \cos(\theta_3) - \sin(\theta_2) \sin(\theta_3) \\ &\quad + \cos(\alpha) \cos(\theta_2) \cos(\theta_3)) \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) + \sin(\alpha) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(\theta_2)) \end{aligned} \quad (4.36)$$

$$\begin{aligned} \frac{\dot{P}_{6y}}{\dot{\theta}_2} &= -z_1((\dot{\theta}_3 \sin(\theta_2) \cos(\theta_3) + \dot{\theta}_3 \sin(\theta_3) \cos(\alpha) \cos(\theta_2) + \sin(\theta_2) \cos(\alpha) \cos(\theta_3) \\ &\quad + \sin(\theta_3) \cos(\theta_2)) \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) + \sin(\alpha) \sin(\theta_2) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right)) \end{aligned} \quad (4.37)$$

$$\frac{\dot{P}_{6z}}{\dot{\theta}_2} = -z_1 \dot{\theta}_3 \sin(\alpha) \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \sin(\theta_3) \quad (4.38)$$

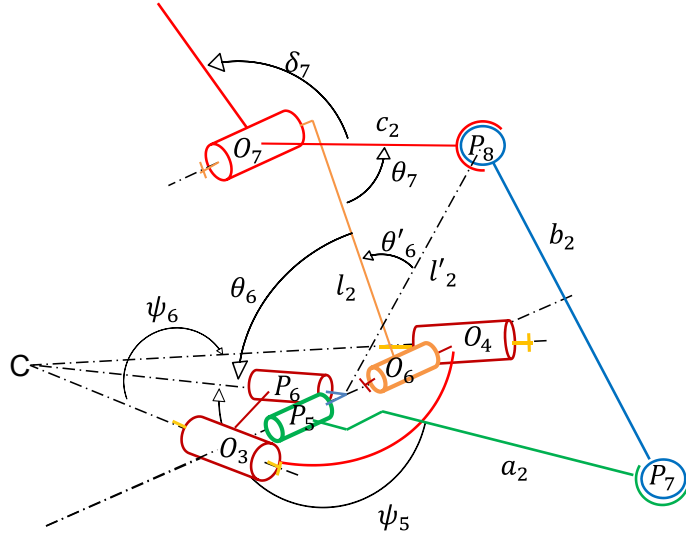


FIGURE 4.5 – Mécanisme *RSSR*

Évaluation de Γ_5/Θ_7 (*Boucle₂*)

Le mécanisme formé par les articulations $(0_7, P_8, P_9, P_5, P_6, 0_6)$ est un mécanisme à trois degrés de liberté qui peut être modélisé selon $\theta_7, \psi_6, \theta_6$. Les angles θ_7, θ_6 sont des degrés de liberté correspondant aux mouvements des phalanges intermédiaires et distales et l'angle ψ_6 est lié aux mouvements du mécanisme parallèle sphérique θ_2 par les équations (4.32) et (4.31). Θ_7 est le couple dans l'articulation 0_7 et Γ_5 est le couple dans la liaison P_5 . Pour calculer le rapport de couple $\frac{\Gamma_5}{\Theta_7}$, on définit un mécanisme *RSSR* à un degré de liberté [34] avec quatre articulations $(0_7, P_8, P_9, P_5)$. Les articulations P_6 et 0_6 sont définies grâce à la matrice $\mathbf{M}_{O_7 5}$ de l'équation (4.39) de transfert entre les maillons $(0_7, P_5)$.

$$\mathbf{M}_{O_7 5} = \begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} & X_{01} \\ s_{21} & s_{22} & s_{23} & Y_{01} \\ s_{31} & s_{32} & s_{33} & Z_{01} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\cos(\theta_6) & -\sin(\theta_6) \cos(\psi_6) & \sin(\psi_6) \sin(\theta_6) & l_2 \\ \sin(\theta_6) & -\cos(\psi_6) \cos(\theta_6) & \sin(\psi_6) \cos(\theta_6) & 0 \\ 0 & \sin(\psi_6) & \cos(\psi_6) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Le rapport de couple $\frac{\Gamma_5}{\Theta_7}$ peut maintenant s'écrire

$$\frac{\Gamma_5}{\Theta_7} = \frac{d' \cos(\psi_5) + e' \sin(\psi_5) - f'}{d \sin(\psi_5) - e \cos(\psi_5)} \quad (4.39)$$

avec

- $d' = 2a_2 c_2 s_{11} \sin(\theta_7) - 2a_2 c_2 s_{21} \cos(\theta_7)$,
- $e' = 2a_2 c_2 s_{12} \sin(\theta_7) - 2a_2 c_2 s_{22} \cos(\theta_7)$,
- $f' = -2X_{01} c_2 \sin(\theta_7)$

et où ψ_5 est l'angle entre $\overrightarrow{P_5C}$ et $\overrightarrow{P_5P_7}$ défini par

$$\psi_5 = \text{atan}_2(e, d) - \text{acos}\left(\frac{f}{\sqrt{d^2 + e^2}}\right) \quad (4.40)$$

avec

- $d = -2a_2c_2s_{21} \sin(\theta_7) + 2a_2s_{11} (X_{01} - c_2 \cos(\theta_7))$,
- $e = -2a_2c_2s_{22} \sin(\theta_7) + 2a_2s_{12} (X_{01} - c_2 \cos(\theta_7))$,
- $f = -X_{01}^2 + 2X_{01}c_2 \cos(\theta_7) - a_2^2 + b_2^2 - c_2^2$.

Évaluation de Γ_5/Θ_6 (*Boucle₂*)

De la même manière, pour calculer Γ_5 selon Θ_7 , nous calculons le rapport de couple $\frac{\Gamma_5}{\Theta_6}$, où Θ_6 est le couple dans l'articulation 0₆. Nous définissons le mécanisme *RSSR* à un degré de liberté [34] avec les articulations (0₆, P₈, P₉, P₅). L'articulation P₆ est définie par la matrice \mathbf{M}_{O65} Eq. (4.41) de transfert entre les liaisons 0₆, P₅.

$$\mathbf{M}_{O65} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\psi_6) & -\sin(\psi_6) & 0 \\ 0 & \sin(\psi_6) & \cos(\psi_6) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.41)$$

Nous introduisons deux nouvelles variables θ'_6 , l'_2 associées aux liens (0₆, P₈).

$$l'_2 = \sqrt{c_2^2 - 2c_2l_2 \cos(\theta_7) + l_2^2} \quad (4.42)$$

$$\text{if } \pi < \theta_7 < 2\pi : \theta'_6 = \text{acos}\left(\frac{l_2^2 + (l'_2)^2 - c_2^2}{2l_2l'_2}\right) \text{ sinon : } \theta'_6 = -\text{acos}\left(\frac{l_2^2 + (l'_2)^2 - c_2^2}{2l_2l'_2}\right) \quad (4.43)$$

Le rapport de couple $\frac{\Gamma_5}{\Theta_6}$ peut maintenant s'écrire

$$\frac{\Gamma_5}{\Theta_6} = \frac{-d' \cos(\psi_5) - e' \sin(\psi_5)}{d \sin(\psi_5) - e \cos(\psi_5)} \quad (4.44)$$

avec

- $d' = 2a_2l'_2 \sin(\theta_6 + \theta'_6)$,
- $e' = -2a_2l'_2 \cos(\psi_6) \cos(\theta_6 + \theta'_6)$,
- $d = -2a_2l'_2 \cos(\theta_6 + \theta'_6)$
- $e = -2a_2l'_2 \cos(\psi_6) \sin(\theta_6 + \theta'_6)$.

Évaluation de Γ_5/Γ_6 (*Boucle₂*)

De la même manière, pour calculer Γ_5 selon Θ_7 , nous calculons $\frac{\Gamma_5}{\Gamma_6}$, où Γ_6 est le couple dans l'articulation P₆ Eq. (4.35). Nous définissons le mécanisme *RSSR* à un degré de

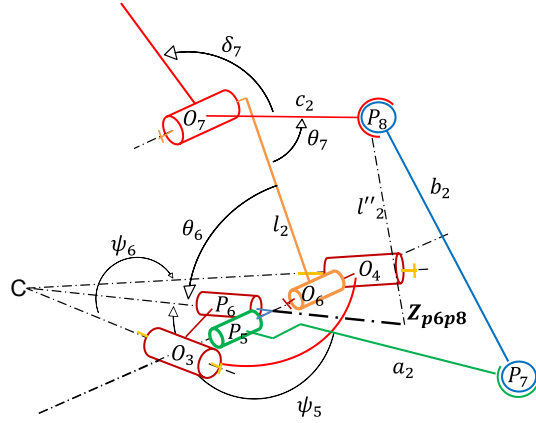


FIGURE 4.6 – Mécanisme $RSSR \Gamma_5(\Gamma_6)$

liberté [34] avec pour articulations (P_6, P_8, P_9, P_5) . La matrice $M_{P_{65}}$ Eq. (4.45) est la matrice de transfert entre les liaisons P_6, P_5 .

$$M_{P_{65}} = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & Z_{P_6P_8} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.45)$$

Nous introduisons deux nouvelles variables $Z_{P_6P_8}, l''_2$ associées aux liens (P_6, P_8) .

$$l''_2 = c_2 \sin(\theta_6 + \theta_7) - l_2 \sin(\theta_6) \quad (4.46)$$

$$Z_{P_6P_8} = c_2 \cos(\theta_6 + \theta_7) - l_2 \cos(\theta_6) \quad (4.47)$$

Le rapport de couple $\frac{\Gamma_5}{\Gamma_6}$ peut maintenant s'écrire

$$\frac{\Gamma_5}{\Gamma_6} = \frac{de'}{d^2 + e^2} - \frac{d'e'f}{(d^2 + e^2)\sqrt{d^2 + e^2 - f^2}} \quad (4.48)$$

avec

- $d' = 2a_2 l''_2 \cos(\psi_6), e' = -2a_2 l''_2 \sin(\psi_6),$
- $d = 2Z_{P_6P_8} a_2, e = 2a_2 l''_2 \cos(\psi_6)$
- $f = -Z_{P_6P_8}^2 - a_2^2 + b_2^2 - (l''_2)^2.$

Évaluation de Γ_2/Γ_5 et Γ_2/N_1 (Boucle₃)

Les articulations $(P_5, P_4, P_3, P_2, V_1)$ forment une boucle fermée à deux degrés de liberté (Figure 4.7). La somme ν_1 est liée aux mouvements du mécanisme sphérique θ_2 par l'équation (4.30) et la somme ψ_5 est calculée par l'équation (4.40). Pour calculer le rapport de couple $\frac{\Gamma_2}{\Gamma_5}$, nous définissons le plan [31] du mécanisme 4R avec les articulations

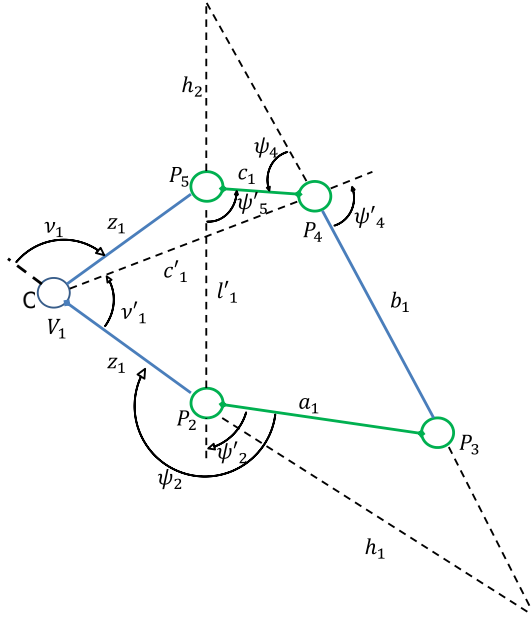


FIGURE 4.7 – Mécanisme d'activation plan

(P_5, P_4, P_3, P_2) .

Pour ce faire, nous définissons trois nouvelles variables : l'_1 est la distance entre P_5 et P_2 , ψ'_5 est l'angle entre $\overrightarrow{P_5P_4}$ et $\overrightarrow{P_5P_2}$, et z_1 est la distance entre C et P_5 .

$$z_1 = \frac{l_1 \cos\left(\frac{\eta}{2}\right)}{2 \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \quad (4.49)$$

Nous en déduisons

$$l'_1 = 2z_1 \cos\left(\frac{\nu_1}{2}\right) \quad (4.50)$$

avec ν_1 défini dans l'équation (4.30)

$$\psi'_5 = -\frac{\nu_1}{2} - \psi_5 \quad (4.51)$$

Les angles ψ_4 sont écrits en fonction de ψ'_5 .

$$\psi_4(\psi'_5) = \text{atan}_2(B, A) - \text{acos}\left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2}}\right) \quad (4.52)$$

avec $A(\psi'_5) = 2b_1c_1 - 2b_1l'_1 \cos(\psi'_5)$, $B(\psi'_5) = 2b_1l'_1 \sin(\psi'_5)$ et $C(\psi'_5) = a_1^2 - b_1^2 - c_1^2 + 2c_1l'_1 \cos(\psi'_5) - (l'_1)^2$.

Le rapport de couple $\frac{\Gamma_2}{\Gamma_5}$ peut maintenant s'écrire

$$\frac{\Gamma_2}{\Gamma_5} = \frac{h_2}{h_2 + l'_1} \quad (4.53)$$

$$\text{avec } h_2 = -\frac{c_1 \sin(\psi_4)}{\sin(\psi_4 + \psi'_5)}$$

Pour calculer le rapport de couple $\frac{\Gamma_2}{N_1}$, nous définissons le plan [31] du mécanisme 4R avec pour les articulations (V_1, P_4, P_3, P_2) . Pour ce faire, nous définissons trois nouvelles variables : c'_1 est la distance entre V_1 et P_4 , ν'_1 est l'angle entre $\overrightarrow{V_1P_4}$ et $\overrightarrow{V_1P_2}$ et ψ'_4 est l'angle entre $\overrightarrow{P_4V_1}$ et $\overrightarrow{P_4P_3}$.

$$c'_1 = \sqrt{c_1^2 - 2c_1z_1 \cos(\psi_6) + z_1^2} \quad (4.54)$$

$$\nu'_1 = -\nu_1 - \arccos\left(\frac{-c_1^2 + (c'_1)^2 + z_1^2}{2c'_1z_1}\right) + \pi \quad (4.55)$$

L'angle ψ'_4 en fonction de ν'_1 est défini

$$\psi'_4(\nu'_1) = \text{atan}_2(B, A) - \arccos\left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2}}\right) \quad (4.56)$$

Avec $A(\nu'_1) = 2b_1c'_1 - 2b_1z_1 \cos(\nu'_1)$, $B(\nu'_1) = 2b_1z_1 \sin(\nu'_1)$ et $C(\nu'_1) = a_1^2 - b_1^2 - (c'_1)^2 + 2c'_1z_1 \cos(\nu'_1) - z_1^2$.

$$h_1 = -\frac{c'_1 \sin(\psi'_4)}{\sin(\nu'_1 + \psi'_4)} \quad (4.57)$$

Le rapport de couple $\frac{\Gamma_2}{N_1}$ peut maintenant s'écrire

$$\frac{\Gamma_2}{N_1} = -\frac{h_1}{h_1 + z_1} \quad (4.58)$$

Les angles ψ_2 et ψ'_2 sont calculés pour permettre le calcul de la force sur l'actionneur.

$$\psi_2(\psi'_5) = \psi'_2(\psi'_5) - \frac{\nu_1}{2} \quad (4.59)$$

$$\psi'_2(\psi'_5) = \text{atan}\left(\frac{B}{A}\right) - \arccos\left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2}}\right) \quad (4.60)$$

Avec,

$$\begin{aligned} A(\psi'_5) &= 2a_1c_1 \cos(\psi'_5) - 2a_1l_1 \\ B(\psi'_5) &= 2a_1c_1 \sin(\psi'_5) \\ C(\psi'_5) &= a_1^2 - b_1^2 + c_1^2 - 2c_1l_1 \cos(\psi'_5) + l_1^2. \end{aligned}$$

Boucle d'actionnement (*Boucle₄*)

L'actionnement du doigt se fait par la liaison prismatique P_{10} qui est reliée à deux rotules P_9 et P_{11} (Figure 4.8). La distance entre P_9 et P_{11} est nommée d_0 , où a_0 et c_0 sont les longueurs entre P_9 et O_1 , P_{11} et O_1 , respectivement.

$$d_0 = \sqrt{a_0^2 + 2a_0c_0(\sin(\psi_2) \sin(\theta_1) \cos(\psi_1) + \cos(\psi_2) \cos(\theta_1)) + c_0^2}$$

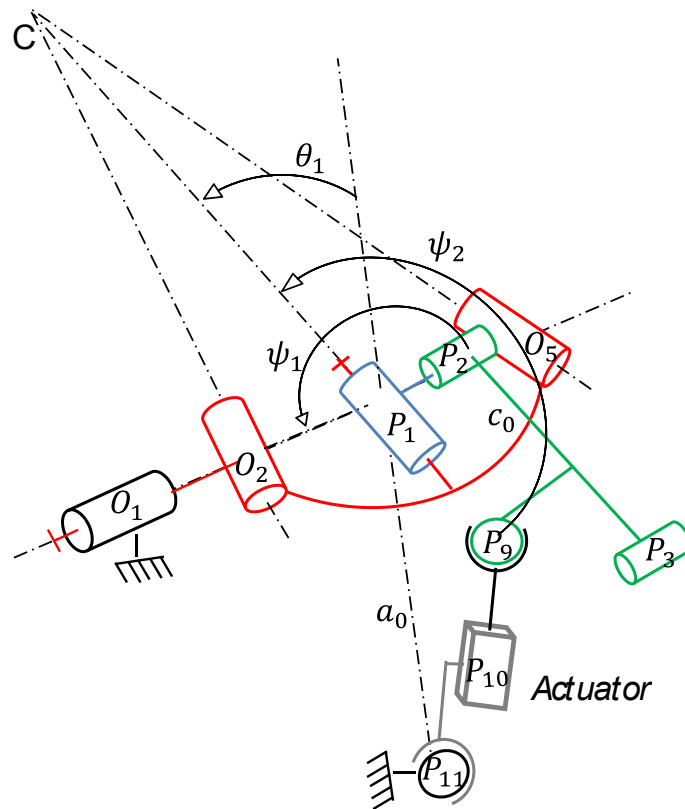


FIGURE 4.8 – Boucle d'actionnement (*Boucle₄*)

Cette boucle d'actionnement possède deux degrés de libertés pour un seul actionneur. Aussi pour que le mécanisme fonctionne correctement, on doit placer un ressort de rappel sur la liaison P_2 pour générer un couple $K_{P_2}\Delta\psi_2$ entre les éléments P_1P_2 et l'élément P_2P_3 . Ce couple se transmet à la liaison O_1 , ce qui permet d'écrire l'équation 4.61 qui lie ψ_2 à θ_1 .

$$\frac{\psi_2}{\Theta_1} = K_{P_2} \Delta \psi_2 \cos \psi_1 \quad (4.61)$$

Nous dérivons d_0 en fonction de ψ_2 , ψ_1 et pour obtenir $\frac{F_{10}}{\Gamma_2}$, $\frac{F_{10}}{\Gamma_1}$ où F_{10} est la force produite par l'actionneur.

$$\begin{aligned} \frac{F_{10}}{\Gamma_2} &= \frac{a_0 c_0 (\sin(\psi_2) \cos(\theta_1) - \sin(\theta_1) \cos(\psi_1) \cos(\psi_2))}{d_0} \\ \frac{F_{10}}{\Gamma_1} &= -\frac{a_0 c_0 \sin(\psi_1) \sin(\psi_2) \sin(\theta_1)}{d_0} \\ \frac{F_{10}}{\Theta_1} &= \frac{a_0 c_0 \sin \psi_1 (\sin(\psi_2) \cos(\psi_1) \cos(\theta_1) - \sin(\theta_1) \cos(\psi_2))}{d_0} \end{aligned} \quad (4.62)$$

Écriture des termes des matrices \mathbf{T}_s et \mathbf{T}_p

Après avoir déterminé $\frac{F_{10}}{\Theta_1}$ dans l'équation 4.61 et à partir des résultats précédents, il est maintenant possible d'écrire les termes restants des matrices \mathbf{T}_s et \mathbf{T}_p :

$$\frac{F_{10}}{\Theta_2} = \frac{\Gamma_1}{\Theta_2} \frac{F_{10}}{\Gamma_1} + \frac{N_1}{\Theta_2} \frac{\Gamma_2}{N_1} \frac{F_{10}}{\Gamma_2} + \frac{\Gamma_6}{\Theta_2} \frac{\Gamma_5}{\Gamma_6} \frac{\Gamma_2}{\Gamma_5} \frac{F_{10}}{\Gamma_2} \quad (4.63)$$

$$\frac{F_{10}}{\Theta_6} = \frac{\Gamma_5}{\Theta_6} \frac{\Gamma_2}{\Gamma_5} \frac{F_{10}}{\Gamma_2} \quad (4.64)$$

$$\frac{F_{10}}{\Theta_7} = \frac{\Gamma_5}{\Theta_7} \frac{\Gamma_2}{\Gamma_5} \frac{F_{10}}{\Gamma_2} \quad (4.65)$$

Le rapport $\frac{F_{10}}{\Theta_2}$ qui lie le couple du degré de liberté en abduction à l'effort de l'actionneur fait intervenir toutes les boucles du mécanisme au travers de trois termes distincts ce qui montre la complexité des interactions entre le couple d'abduction et l'ensemble des paramètres de conceptions du doigt.

Les matrices T_s et T_p sont donc désormais complètement définies.

4.2.3 Écriture des termes de la matrice \mathbf{t}

Pour que le mécanisme puisse retourner à sa position initiale après une préhension, il est nécessaire d'avoir des ressorts de rappel. Ces ressorts génèrent des couples T_i sur les degrés de liberté θ_i qui sont exprimés par la matrice \mathbf{t} de l'équation (4.2). K_i est la raideur du ressort sur la liaison i et $\Delta\theta_i$ est la position angulaire en fonction de la position au repos du mécanisme. Pour que le mécanisme ait un comportement symétrique en abduction autour de sa position de repos, il est nécessaire d'avoir au moins deux ressorts sur le mécanisme sphérique qui créent deux couples $K_{O_2} \Delta\theta_2$ et $K_{O_5} \Delta\theta_5$ équation (4.67)

TABLE 4.1 – Paramètres de conception du doigt

l_1	l_2	l_3	a_0	a_{123}	b_i	c_0	c_{123}	k_{12}	k_3	k_4	q_i	δ_7	α	η	f_{10}
61	41	38	100	38	58	28	16	$l_1/2$	$l_2/2$	$l_3/2$	0	$\pi/2$	85deg	40deg	1 N

TABLE 4.2 – Positions angulaire des degrés de liberté des points P_i

	Position home ou P_0	P_1	P_2	P_3
θ_1	44,032°	θ_{1home}	θ_{1home}	θ_{1home}
θ_2	-109,482°	$\theta_{2home} - 21,83^\circ$	θ_{2home}	$\theta_{2home} + 25,18^\circ$
θ_6	-135,935°	$\theta_{6home} + 45^\circ$	$\theta_{6home} + 90^\circ$	$\theta_{6home} + 45^\circ$
θ_7	90°	$\theta_{7home} + 45^\circ$	$\theta_{7home} + 90^\circ$	$\theta_{7home} + 45^\circ$

avec $K_{O_2} = K_{O_5}$ qui sont liés par le rapport de couple $\frac{\Theta_2}{\Theta_5}$ défini par l'équation 4.15. Les couples T_{θ_6} et T_{θ_7} (voir équation 4.68) sont définis comme dans le cas plan [19].

$$T_{\theta_1} = -K_{O_1}\Delta\theta_1 + K_{P_2}\Delta\psi_2 \cos \psi_1 \quad (4.66)$$

$$T_{\theta_2} = -K_{O_2}\Delta\theta_2 - \frac{\Theta_2}{\Theta_5}K_{O_5}\Delta\theta_5 \quad (4.67)$$

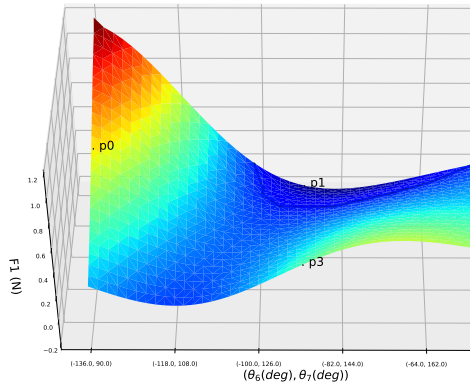
$$\begin{aligned} T_{\theta_6} &= -K_{O_6}\Delta\theta_6 \\ T_{\theta_7} &= -K_{O_7}\Delta\theta_7 \end{aligned} \quad (4.68)$$

4.3 Définition positive des forces de contacts

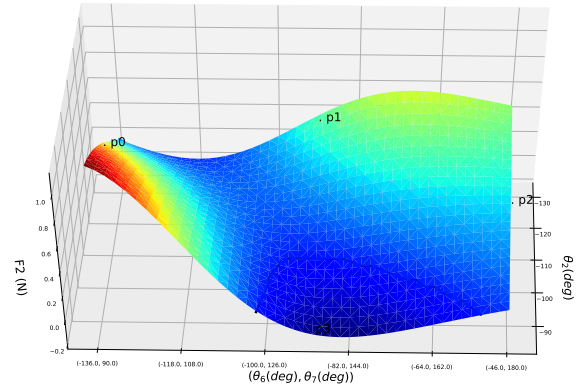
La force d'entrée $\mathbf{t} = [F_{10} \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]^t$ est définie par les forces d'actionnement en négligeant les ressorts de rappel. Les forces de sortie $\mathbf{f} = [F_{10} \ f_1 \ f_2 \ f_3 \ f_4]^t$ sont définies par les forces de contact appliquées par le doigt sur l'objet.

Les paramètres de conception choisis sont regroupés dans le Tableau 4.1. Les Figures 4.9(a), 4.9(b), 4.9(c) et 4.9(d) représentent les quatre forces de contact en fonction de θ_2 sur un axe et de θ_6 et θ_7 sur un autre axe. On ne fait pas varier θ_1 car il influe très peu sur les résultats. Les configurations stables peuvent être trouvées dans la figure 4.9e. Les points P_i correspondent aux configurations articulaires présentées sur la figure 4.10. Les forces F_1 et F_2 ne sont pas symétriques sur les Figures 4.9(a), 4.9(b) et 4.9(e) car l'angle θ_2 n'engendre pas un comportement symétrique du doigt de part et d'autre de la position θ_{2home} .

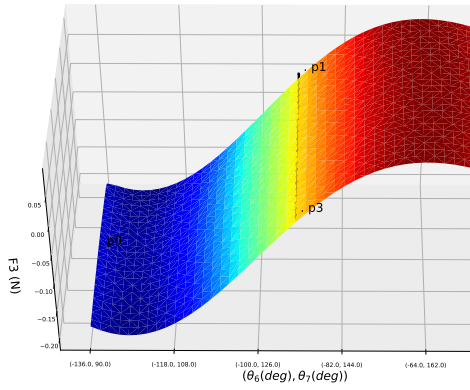
Dans la Figure 4.9(a), on peut voir que les forces F_1 sont négatives uniquement quand θ_2 est inférieur à θ_{2home} . Ainsi, en partant de la position P_0 , s'il y a un mouvement d'abduction qui se dirige vers la position P_1 celui-ci sera arrêté sur la frontière $F_1 = 0$



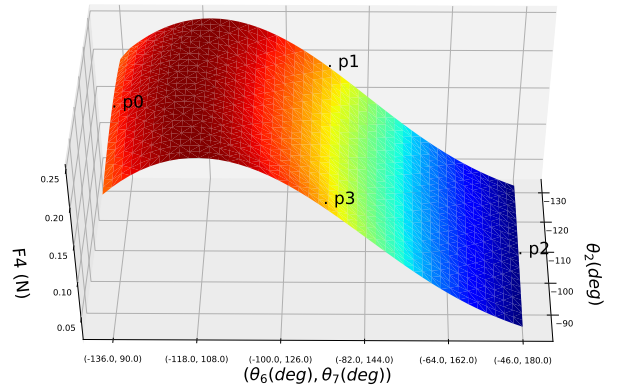
(a)



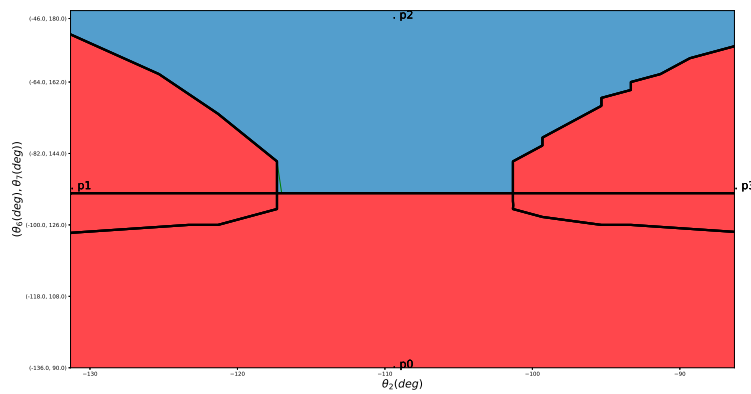
(b)



(c)



(d)



(e)

FIGURE 4.9 – (a) Force de contact f_1 (N) (b) Force de contact (N) (c) Force de contact f_3 (N) (d) Force de contact f_4 (N) (e) : En bleu, l'ensemble des solutions avec les 4 forces de contacts positive ; en rouge, l'ensemble des solutions avec au moins une force négative.

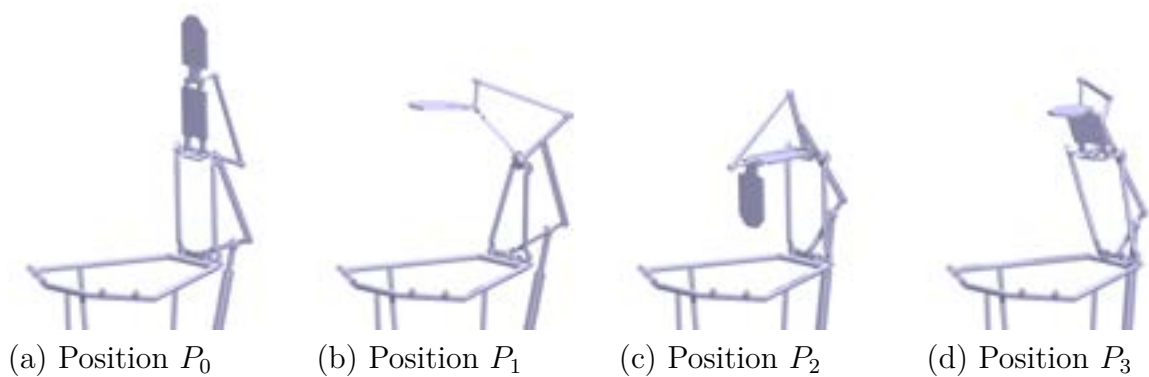


FIGURE 4.10 – (a) Position P_0 ou home position (b) Position au point P_1 (c) Position P_2 (d) Position P_3 .

car une force $F_1 < 0$ signifie qu'une abduction dans le sens positif de θ_2 . De manière générale, si la force est égale à zéro, il n'est pas nécessaire qu'il y ait un contact pour être dans une position de stabilité. Dans ce cas, le mouvement d'abduction s'arrête avant qu'il y ait un contact. Dans les Figures 4.9(c) et 4.9(d), on peut voir que les forces F_3 et F_4 sont peu sensibles aux mouvements d'abduction. Par ailleurs, pour l'ensemble des configurations articulaires choisies, la force F_4 est positive. La principale limite de cette analyse est que les forces F_i soient fixes en position et en orientation par rapport aux éléments où elles s'appliquent, ce qui n'est pas représentatif du comportement d'une force lors d'une préhension.

4.4 Conclusion et remarques

Dans ce chapitre est décrit le modèle statique du doigt qui permet d'étudier un critère de stabilité mais à cependant des limites. En effet, ce modèle ne prend pas en compte le déplacement des points de contact et les variations dans l'orientation des forces qui se produisent durant une préhension. De plus, il est pertinent pour comprendre l'évolution des degrés de liberté uniquement lorsque les quatre forces de contact ont un sens physique. Par la suite cette limitation sera dépassé dans certaine configuration.

ANALYSE DE LA PRÉHENSION D'UN DISQUE ET STABILITÉ EN ABDUCTION

5.1 Introduction

Ce chapitre développe le comportement du mécanisme lors de la préhension d'un disque comme présenté sur la Figure 5.1.



(a)

FIGURE 5.1 – Exemple de préhension sphérique réalisée avec la nouvelle architecture de doigt équipant une main actionnée avec 3 muscles pneumatiques

La faible dimension de l'objet en hauteur ne génère, lors de cette préhension, qu'une seule force de contact f_4 qui sera réalisée sur la phalange digitale au point S_4 . Dans ce cas, les forces f_1, f_2, f_3 sont nulles.

L'absence de contact sur les phalanges proximales et intermédiaires crée une mobilité interne à 3 DDL. Par conséquent, le comportement n'est plus décrit uniquement par les forces quasi-statiques car il est dépendant de la dynamique du doigt.

Dans [19] cette situation est évoqué ainsi : **"This particular situation is actually a connection between the concept of underactuation in robotic fingers and the theory of underactuation as used in robotics and commonly addressed in the**

TABLE 5.1 – Conditions initiales des degrés de liberté

θ_1	θ_2	θ_6	θ_7
$\theta_{1home} - 40^\circ$	θ_{2home}	$\theta_{6home} + 30^\circ$	$\theta_{7home} + 10^\circ$

literature"

Néanmoins, un modèle quasi-statique peut être utilisé pour étudier l'évolution des degrés de liberté. Cependant, l'absence de ces forces entraîne une modification des matrices \mathbf{J} et \mathbf{T} . La matrice des forces extérieures \mathbf{f} est remplacée par une nouvelle matrice \mathbf{e} adaptée à la nouvelle situation. L'impact des limites articulaires sur le comportement du doigt sera aussi mis en évidence. La surface convexe du disque génère un mouvement d'abduction, ce qui mettra en évidence les raisons de cette abduction et son impact sur la stabilité en flexion. Enfin, les résultats seront comparés à une simulation dynamique effectuée à l'aide du logiciel ADAMS.

5.2 Présentation des conditions initiales

Seule la stabilité du doigt est étudiée dans cette section. L'objet que l'on cherche à attraper est fixe dans le repère de la base du doigt. Cet objet est un cylindre dont la hauteur est de faible dimension $155mm\varnothing \times 10mm$ placé à $115mm$ de la base et centré sur celle-ci comme montré sur la Figure 5.2. Dans le cas d'une préhension, les conditions initiales des angles des degrés de liberté sont importantes car elles déterminent le comportement du doigt lors du contact avec la pièce. Le choix de ces conditions initiales est déterminé par des contraintes opérationnelles. En effet, on choisit un angle θ_1 le plus ouvert possible pour attraper des pièces de dimensions similaires à celles de la base de la paume de la main. Cependant, θ_1 ne doit pas être inférieure à 0 car cela changerait le comportement du doigt. Par la suite, on choisit θ_6 et θ_7 pour que la normale de la phalange digitale soit parallèle à la base de la main. Les angles initiaux des degrés de libertés sont répertoriés dans le Tableau 5.1 avec θ_{ihome} la position des degrés de liberté θ_i quand l'ensemble des phalanges sont alignées.

5.3 Nouveau modèle statique

Dans la Section 4.2, un modèle statique a été présenté mais il n'est pas adapté à la nouvelle situation car les forces f_1, f_2, f_3 n'existent pas en l'absence de contact sur les phalanges proximale et intermédiaire. On définit donc une nouvelle matrice \mathbf{e} (équation 5.1) des efforts extérieurs qui remplacent la matrice \mathbf{f} équation (4.4). En effet, dans cette matrice \mathbf{e} , on retrouve bien les forces extérieures appliquées au mécanisme mais aussi des couples appliqués sur des liaisons du mécanisme.

On définit donc aussi une nouvelle matrice jacobienne \mathbf{J} (voir équation 5.2). Cette

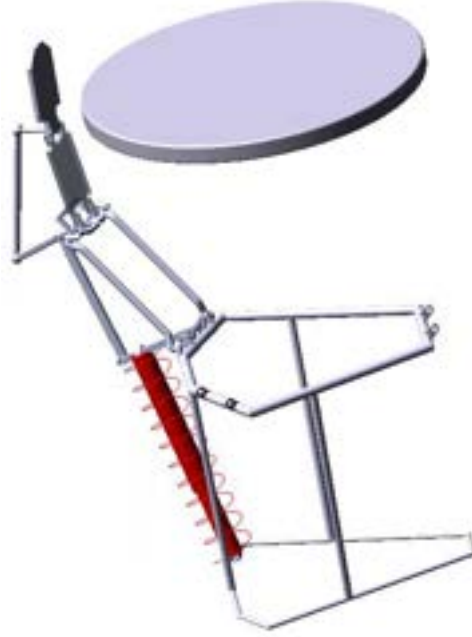


FIGURE 5.2 – Condition initiale du doigt et le cylindre à appréhender

nouvelle matrice jacobienne est différente de celle présentée dans la section 4.2 car elle lie, en plus des forces extérieures au couple, les couples lorsqu'il n'y a pas de force associée aux autres couples sur les degrés de liberté. De plus, la forme de la matrice est triangulaire car les degrés de liberté, à la différence des forces de contact présentées précédemment, ont une structure en série. Enfin, la matrice \mathbf{T} (équation (5.2)) varie peu si ce n'est qu'elle est adaptée à une structure en série. La matrice \mathbf{t} (équation (5.2)), quand à elle est identique.

$$\mathbf{e} = \begin{bmatrix} F_{10} \\ \Theta_1 \\ \Theta_2 \\ \Theta_6 \\ f_4 \end{bmatrix} \quad (5.1)$$

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{\Theta_6} & \frac{\Theta_2}{\Theta_6} & 1 & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{f_4} & \frac{\Theta_2}{f_4} & \frac{\Theta_6}{f_4} & \frac{\Theta_7}{f_4} \end{bmatrix} \quad \mathbf{T} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{F_{10}}{\Theta_1} & -\frac{F_{10}}{\Theta_2} & -\frac{F_{10}}{\Theta_6} & -\frac{F_{10}}{\Theta_7} \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \mathbf{t} = \begin{bmatrix} F_{10} \\ T_{\theta 1} \\ T_{\theta 2} \\ T_{\theta 6} \\ T_{\theta 7} \end{bmatrix} \quad (5.2)$$

Avec $\frac{\Theta_1}{f_4}$, $\frac{\Theta_2}{f_4}$, $\frac{\Theta_6}{f_4}$, $\frac{\Theta_7}{f_4}$ similaire aux définitions du chapitre précédent, et $\frac{\Theta_2}{\Theta_6}$, $\frac{\Theta_1}{\Theta_6}$ qui

s'écrivent sous la forme :

$$\frac{\Theta_2}{\Theta_6} = \frac{\sin(\widehat{O_3 I_{31} O_4})}{\sin(\widehat{I_{31} O_4 O_3})} \sin(\rho_3) \quad (5.3)$$

$$\frac{\Theta_1}{\Theta_6} = \arccos V_{P6y} \quad (5.4)$$

$$\text{avec} \quad (5.5)$$

$$[V_{P6x} \ V_{P6y} \ V_{P6z} \ 1]^t = Rot_z(\theta_2) Rot_x(\alpha) Rot_z(\theta_3) Rot_x\left(\frac{\eta}{2}\right) [1 \ 0 \ 0 \ 0]^t \quad (5.6)$$

Enfin, on peut écrire l'équation,

$$\mathbf{e} = \mathbf{J}^{-t} \mathbf{T}^{-t} \mathbf{t} \quad (5.7)$$

$$\begin{aligned} \Theta_1 &= F_{10} \left(-J_{42} T_{14} + \frac{F_{10}}{\Theta_1} + \frac{T_{15} (J_{42} J_{54} - J_{52})}{J_{55}} \right) - J_{42} t_{41} + t_{21} + \frac{t_{51} (J_{42} J_{54} - J_{52})}{J_{55}} \\ \Theta_2 &= F_{10} \left(-J_{43} T_{14} + \frac{F_{10}}{\Theta_2} + \frac{T_{15} (J_{43} J_{54} - J_{53})}{J_{55}} \right) - J_{43} t_{41} + t_{31} + \frac{t_{51} (J_{43} J_{54} - J_{53})}{J_{55}} \\ \Theta_6 &= F_{10} \left(-\frac{J_{54} T_{15}}{J_{55}} + T_{14} \right) - \frac{J_{54} t_{51}}{J_{55}} + t_{41} \\ f_4 &= \frac{F_{10} T_{15}}{J_{55}} + \frac{t_{51}}{J_{55}} \end{aligned} \quad (5.8)$$

Le mécanisme est stable si f_4 est supérieur à 0 et Θ_1 , Θ_2 , Θ_6 sont égaux à 0.

Le problème de stabilité ne peut pas être résolu sans modèle dynamique de sous-actionnement car on a 8 variables qui évoluent simultanément, les 4 degrés de liberté ainsi que les 4 variables qui déterminent la position et l'orientation de la force f_4 . Pour aller plus loin, on peut d'une part isoler le comportement de ces quatre degrés de liberté en posant des hypothèses et d'autre part définir la force F_4 comme perpendiculaire à la phalange digitale avec comme hypothèse un glissement sans frottement.

Dans le même souci de simplification et afin réduire les dimensions du problème, les raideurs des ressorts de rappel sont considérés comme négligeables.

5.4 Mouvement de θ_6

La première hypothèse est que le signe du couple Θ_6 dépend essentiellement de θ_7 et k_4 et peu des degrés de liberté θ_1 et θ_2 ainsi que de l'angle en θ_6 .

On fait donc faire varier k_4 de 10 mm à 38 mm. Sur la Figure 5.3, on observe que

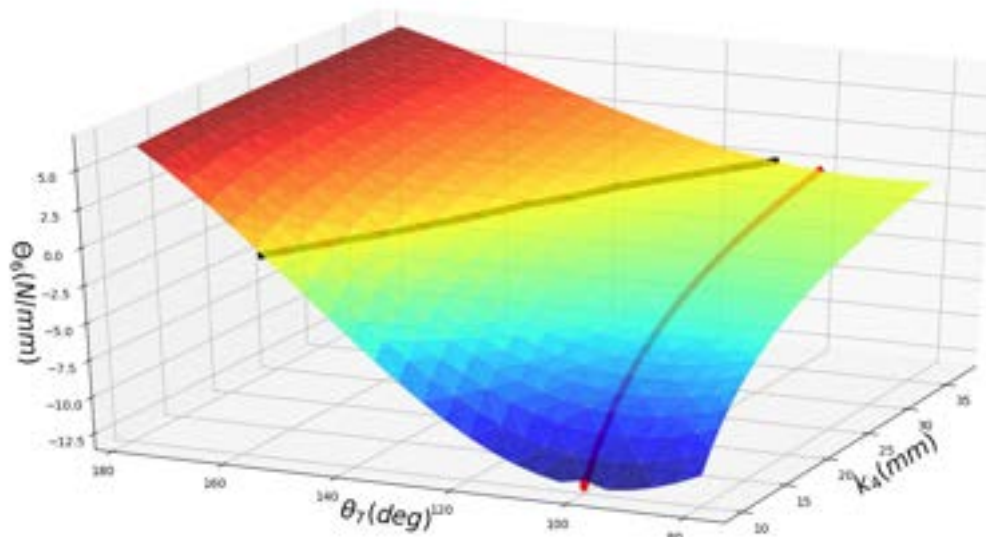


FIGURE 5.3 – Θ_6 en fonction de θ_7 et k_4

pour toutes les conditions de contact (courbe rouge $\theta_7 = \theta_{7home} + 10^\circ$), Θ_6 sont négatives (courbe noire $\Theta_6 = 0 N.mm$).

Pour définir le sens du mouvement de θ_6 , le couple Θ_1 doit être connu. Cependant, s'il est difficile de faire des hypothèses simplificatrices, on sait que dans les conditions angulaires initiales pour tout k_4 , le couple Θ_1 est positif. Ceci entraîne un mouvement négatif de θ_6 qui conduirait à une libération de la pièce en l'absence de limite articulaire. Dans notre cas, la limite articulaire est fixée pour $\theta_{6limite} = \theta_{6home}$.

Lorsque que la limite articulaire est atteinte, le mécanisme perd un degré de liberté (θ_6). On peut donc réécrire les matrices \mathbf{J} et \mathbf{T} sans ce degré de liberté :

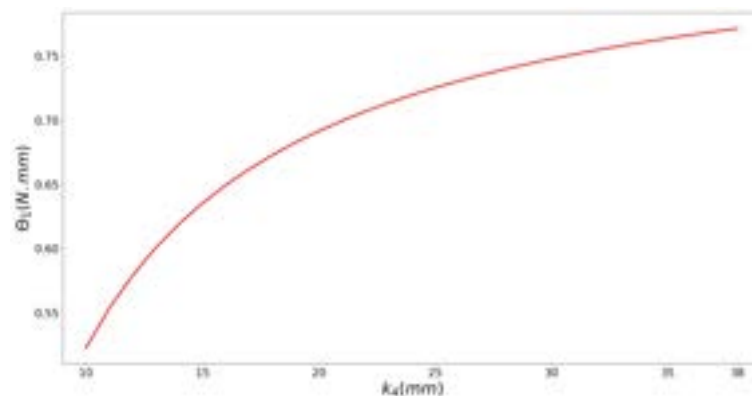


FIGURE 5.4 – Θ_1 en fonction de k_4 dans les conditions angulaires initiales

$$\mathbf{e} = \begin{bmatrix} F_{10} \\ \Theta_1 \\ \Theta_2 \\ 0 \\ f_4 \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & \frac{\Theta_1}{f_4} & \frac{\Theta_2}{f_4} & 0 & \frac{\Theta_7}{f_4} \end{bmatrix} \quad \mathbf{T} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{F_{10}}{\Theta_1} & -\frac{F_{10}}{\Theta_2} & 0 & -\frac{F_{10}}{\Theta_7} \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \mathbf{t} = \begin{bmatrix} F_{10} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (5.10)$$

$$\begin{aligned} \Theta_1 &= F_{10} \left(-\frac{J_{52}T_{15}}{J_{55}} + \frac{F_{10}}{\Theta_1} \right) \\ \Theta_2 &= F_{10} \left(-\frac{J_{53}T_{15}}{J_{55}} + \frac{F_{10}}{\Theta_2} \right) \\ f_4 &= \frac{F_{10}T_{15}}{J_{55}} \end{aligned} \quad (5.11)$$

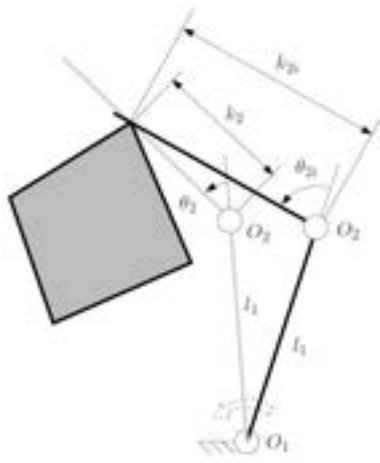
5.5 Mouvement de θ_1

Impact de la perte du degré de liberté sur les couples Θ_1 : La perte possible du degré de liberté en θ_6 entraîne, comme on a pu le voir, un changement de la configuration du mécanisme qui n'a plus que deux degrés de liberté en flexion.

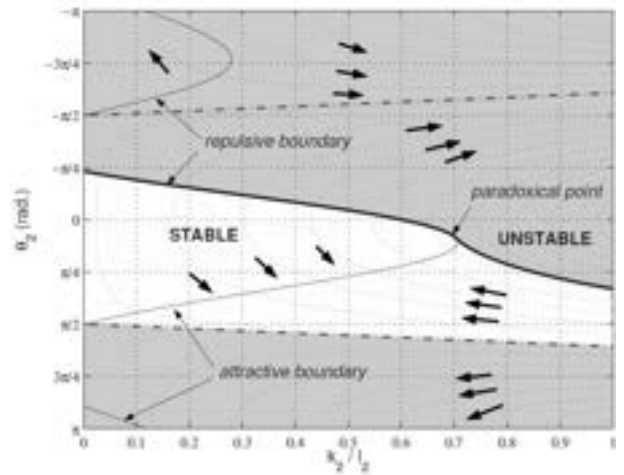
Le comportement du doigt avec deux degrés de liberté en flexion est développé dans [19]. Or, il existe un cas où la perte du degré de liberté θ_6 peut entraîner un changement de sens de la rotation de θ_1 comme on peut le voir sur la Figure 5.5. Si le rapport $\frac{k_4}{l_3}$ et l'angle θ_7 sont inférieurs à leurs valeurs qui permettent la stabilité du doigt.

Face à ce constat, deux développements sont possibles :

- Une nouvelle configuration entraîne un mouvement positif de θ_6 , le doigt retrouve un degré de liberté. On peut obtenir une position de stabilité si l'introduction de ce nouveau degré de liberté entraîne un mouvement négatif de θ_6 ;
- La deuxième possibilité est que le système ne retrouve pas le degré de liberté en θ_6 et se comporte comme un doigt avec deux degrés de liberté en flexion jusqu'à acquérir une position stable.



(a)



(b)

FIGURE 5.5 – Stabilité d’un doigt sous actionné à deux degrés de liberté en flexion θ_2 dans notre cas $\frac{k_4}{l_3}$ et θ_7 remplacent $\frac{k_2}{l_2}$ et θ_2 [19]

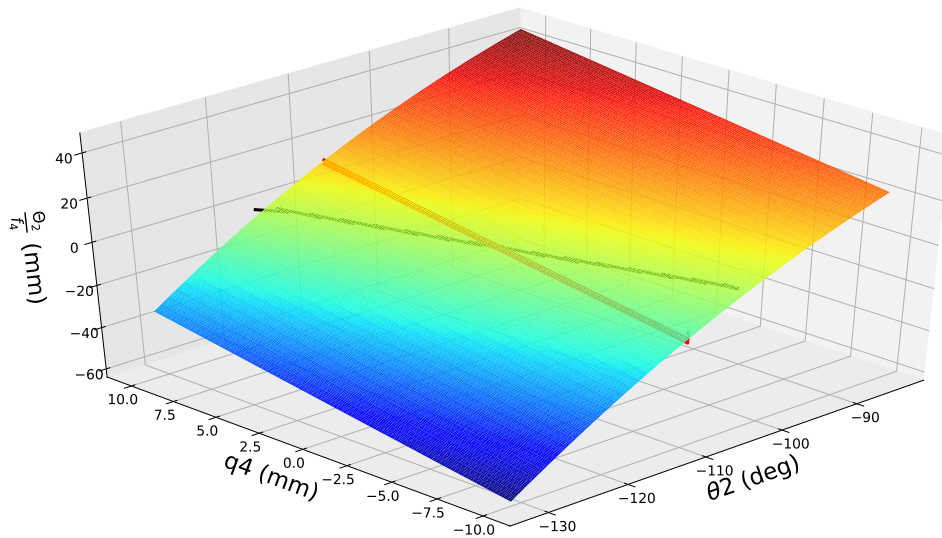


FIGURE 5.6 – Évolution du rapport $\frac{\Theta_2}{f_4}$ en fonction de θ_2 et q_4 .

5.6 Mouvement de θ_2 et stabilité en abduction

5.6.1 Rapport entre la force F_4 et le couple Θ_2

La figure 5.6 montre le rapport $\frac{\Theta_2}{f_4}$ avec les paramètres de conception du doigt définis dans le tableau 4.1. On fait varier la distance entre le point d’application de la force et le

milieu de la phalange q_4 de $-10mm$ à $+10mm$ et $\theta_1, \theta_6, \theta_7$, en position initiale. La ligne rouge montre la position initiale de θ_2 et la ligne noire l'ensemble des configurations où le rapport $\frac{\Theta_2}{f_4}$ est nul.

Dans le cas de la préhension d'un objet convexe où le premier contact se fait sur le bord de la phalange avec $q_4 = -10mm$, un couple négatif est généré. Ceci entraîne un mouvement négatif de θ_2 qui génère un rapport $\frac{\Theta_2}{f_4}$ plus important. Par ailleurs, le mouvement de θ_2 modifie la position du point de contact et donc de q_4 qui augmente en fonction de la forme de l'objet. La position où $\frac{\Theta_2}{f_4}$ est nul ne sera possible qu'avec un $q_4 > 0$, ce qui est peu probable d'être atteint rapidement, d'où l'importance du système d'activation dans la stabilisation de l'abduction.

5.6.2 Système d'activation et facteur de stabilité

Pour comprendre la stabilité du mouvement d'abduction, il est important d'étudier le système d'activation. Or, le rapport entre la force d'activation et le couple sur θ_2 ($\frac{F_{10}}{\Theta_2}$) n'est pas trivial car il est impacté par toutes les boucles du système d'activation plusieurs fois et de façon différente pour certaines boucles.

Le rapport ($\frac{F_{10}}{\Theta_2}$) peut être décomposé comme ceci :

- le premier terme ($\frac{F_{10}}{\Theta_2}$)₁ = ($\frac{\Gamma_1 F_{10}}{\Theta_2 \Gamma_1}$)
- le deuxième terme ($\frac{F_{10}}{\Theta_2}$)₂ = ($\frac{N_1 \Gamma_2 F_{10}}{\Theta_2 N_1 \Gamma_2}$)
- le troisième terme ($\frac{F_{10}}{\Theta_2}$)₃ = ($\frac{\Gamma_6 \Gamma_5 \Gamma_2 F_{10}}{\Theta_2 \Gamma_6 \Gamma_5 \Gamma_2}$)

L'importance de chaque terme est mis en valeur avec une application numérique en fonction d'une part de θ_2 l'angle d'abduction et d'autre part d'un des angles de flexion θ_6 pour montrer l'impact de la géométrie du système d'activation. Les paramètres de conception présentés dans le Tableau 4.1 sont utilisés pour les applications numériques.

Le premier terme ($\frac{F_{10}}{\Theta_2}$)₁ = ($\frac{\Gamma_1 F_{10}}{\Theta_2 \Gamma_1}$) est la contribution de la *boucle*₁ et de la *boucle*₄ (Figure 5.7). Les paramètres géométriques de conception qui sont utilisés sont a_0, C_0, α et η . La contribution est nulle pour $\theta_{2home} = 0$ et augmente de façon importante quand on s'en éloigne. La modification de la géométrie du système d'activation par le mouvement en θ_6 affecte peu ce rapport car il affecte uniquement la *boucle*₄ et de façon limitée.

Le deuxième terme ($\frac{F_{10}}{\Theta_2}$)₂ = ($\frac{N_1 \Gamma_2 F_{10}}{\Theta_2 N_1 \Gamma_2}$) est la contribution de la *boucle*₄, la *boucle*₃ et la *boucle*₁ (Figure 5.8). Comme dans le terme précédent, la contribution est nulle pour $\theta_{2home} = 0$ et augmente de façon importante quand on s'en éloigne. Mais dans ce terme, la géométrie du système d'activation par le mouvement en θ_6 a une incidence sur rapport de transmission. Les paramètres de conception qui ont le plus d'impact sont encore a_0 et C_0 avec une contribution dans $\frac{F_{10}}{\Gamma_2}$ et $\frac{\Gamma_2}{N_1}$ mais surtout α et η qui ont une contribution dans $\frac{N_1}{\Theta_2}$ et $\frac{\Gamma_2}{N_1}$. Avec les paramètres de conception utilisés, les deux premiers termes ont une contribution similaire au rétablissement du doigt vers sa position initiale en abduction (θ_2).

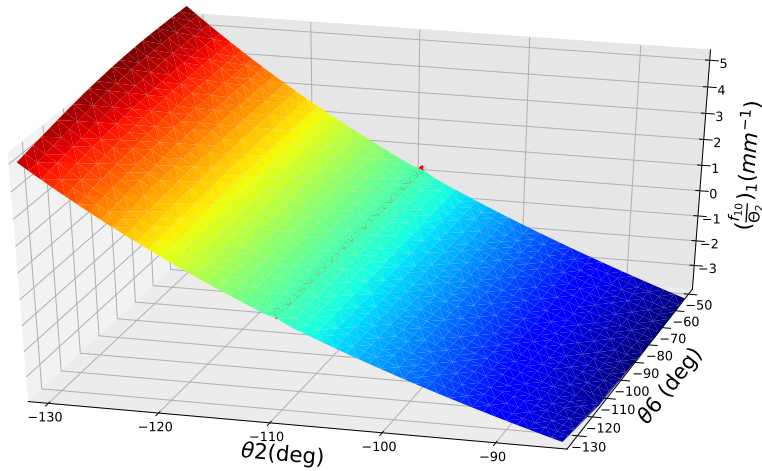


FIGURE 5.7 – Variation du rapport de transmission $(\frac{F_{10}}{\Theta_2})_1$ en fonction de θ_2 et θ_6

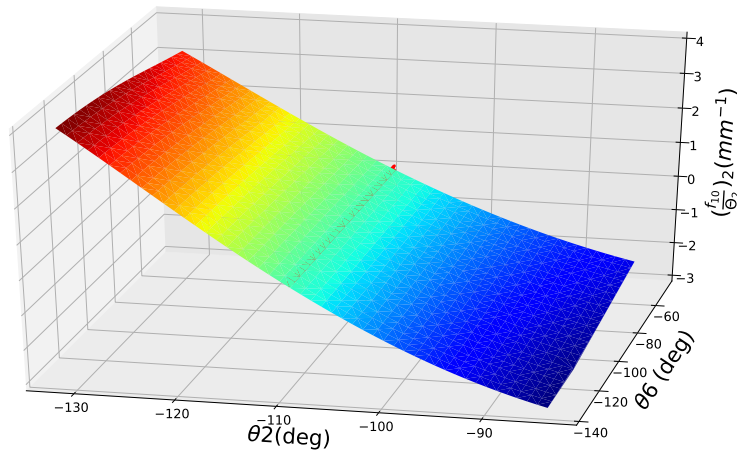


FIGURE 5.8 – Variation du rapport de transmission $(\frac{F_{10}}{\Theta_2})_2$ en fonction de θ_2 et θ_6

Le troisième terme $(\frac{F_{10}}{\Theta_2})_3 = (\frac{\Gamma_6}{\Theta_2} \frac{\Gamma_5}{\Gamma_6} \frac{\Gamma_2}{\Gamma_5} \frac{F_{10}}{\Gamma_2})$ est la contribution de l'ensemble des boucles (Figure 5.9). Son existence est générée par le caractère non planaire du système RSSR de la *boucle*₂ (Section : 4.2.2). Comme l'élément O_5O_7 est dans le plan pour $\theta_{2home} = 0$, sa contribution est nulle comme pour les deux termes précédents. L'angle ψ_6 détermine le signe de ce rapport de transmission. En effet, le mécanisme RSSR peut avoir une action déstabilisante quand le segment O_5O_7 passe la droite CO_5 mais son action est beaucoup plus faible que le reste du mécanisme sur le mouvement d'abduction du doigt.

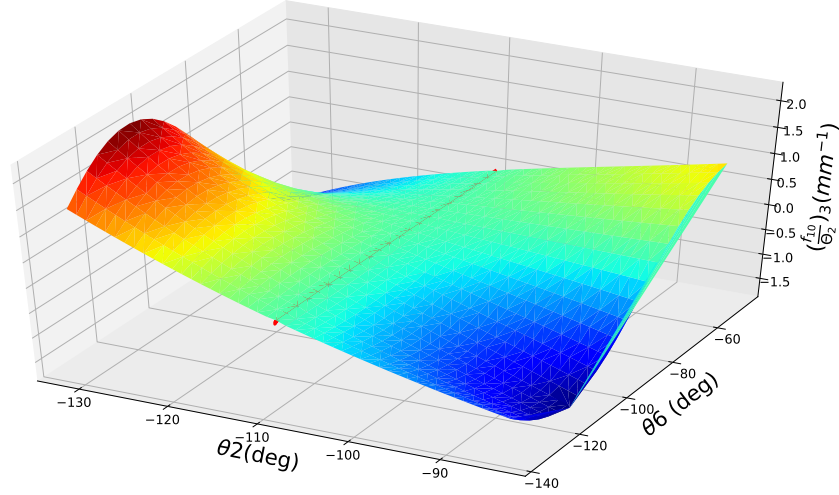


FIGURE 5.9 – Variation du rapport de transmission $(\frac{F_{10}}{\Theta_2})_3$ en fonction de θ_2 et θ_6

5.7 Mouvement de θ_7

Le couple Θ_7 et la force f_4 sont toujours positifs dans les plages angulaires considérées. Lors de la flexion du doigt, l'angle θ_7 évolue donc pour qu'une fois que le contact en S_4 est réalisé, il ne soit jamais perdu.

5.8 Positions de stabilité du doigt

Les mouvements des degrés de liberté assurent une position de stabilité. Cette position des degrés de liberté du doigt dépend de la position du point de contact S_4 entre la phalange distale et la pièce. Le problème peut être inversé en cherchant la position du point S_4 de coordonnées k_4 et q_4 qui assure la stabilité du doigt dans une position donnée des degrés de liberté. Ainsi si les coordonnées k_4 et q_4 se trouvent comprises dans la dimension de la phalange distale alors le système peut trouver une position stable. Dans le cas où la liaison θ_6 est en butée, le critère de stabilité du doigt est :

$$\begin{cases} \Theta_1 = 0 \\ \Theta_2 = 0 \end{cases} \quad (5.12)$$

L'équation (5.11) du couple Θ_1 est réécrite sous la forme :

$$\Theta_1 = -\frac{F_{10}}{\Theta_1} + \frac{\frac{F_{10}}{\Theta_7} (f_{4xR1} (P_{31}k_4 + P_{32}q_4 + P_{34}) - f_{4zR1} (P_{11}k_4 + P_{12}q_4 + P_{14}))}{k_4}} \quad (5.13)$$

avec $P_{i,j}$ les termes de la matrice $[P]$ définis comme :

$$[P] = \text{Trans}_z(z_1)\text{Rot}_x\left(\frac{-\eta}{2}\right)\text{Rot}_z(\theta_2)\text{Rot}_x(\alpha)\text{Rot}_z(\theta_3)\text{Rot}_x\left(\frac{\eta}{2}\right) \\ \text{Trans}_z(-z_1)\text{Rot}_y(\theta_6)\text{Trans}_z(l_2)\text{Rot}_y(\theta_7) \quad (5.14)$$

Les variables f_i sont données dans (4.18), $\frac{F_{10}}{\Theta_7}$ dans (4.65) ainsi que $\frac{F_{10}}{\Theta_1}$ dans l'équation (4.62).

L'équation (5.11) du couple Θ_2 est aussi réécrite pour prendre la forme :

$$\Theta_2 = -\frac{F_{10}}{\Theta_2} + \frac{F_{10}}{\Theta_7} \left(\frac{f_{4xR2} \frac{\dot{S}_{4xR2}}{\dot{\theta}_2} + f_{4yR2} \frac{\dot{S}_{4yR2}}{\dot{\theta}_2} + F_{4zR2} \frac{\dot{S}_{4zR2}}{\dot{\theta}_2}}{k_4} \right) \quad (5.15)$$

avec $\frac{\dot{S}_{4i}}{\dot{\theta}_2}$ qui peut se décomposer en une somme des termes suivants :

$$\frac{\dot{S}_{4xR2}}{\dot{\theta}_2} = M_{11}k_4 + M_{12}q_4 + M_{13} \quad (5.16)$$

$$\frac{\dot{S}_{4yR2}}{\dot{\theta}_2} = M_{21}k_4 + M_{22}q_4 + M_{23} \quad (5.17)$$

$$\frac{\dot{S}_{4zR2}}{\dot{\theta}_2} = M_{31}k_4 + M_{32}q_4 + M_{33} \quad (5.18)$$

avec $M_{i,j}$ les termes de la matrice $[M]$.

En soustrayant l'équation (5.15) à l'équation (5.13), on peut écrire :

$$0 = \frac{q_4 A + B}{C} + \frac{q_4 D + E}{F} \quad (5.19)$$

avec :

$$\begin{aligned}
A &= \frac{F_{10}}{\Theta_7} (f_{4xR2}M_{12} + f_{4yR2}M_{22} + f_{4zR2}M_{32}) \\
B &= \frac{F_{10}}{\Theta_7} (f_{4xR2}M_{13} + f_{4yR2}M_{23} + f_{4zR2}M_{33}) \\
C &= \frac{F_{10}}{\Theta_7} (f_{4xR2}M_{11} + f_{4yR2}M_{21} + f_{4zR2}M_{31}) - \frac{F_{10}}{\Theta_2} \\
D &= \frac{F_{10}}{\Theta_7} (-P_{12}f_{4zR1} + P_{32}f_{4xR1}) \\
E &= \frac{F_{10}}{\Theta_7} (-P_{14}f_{4zR1} - P_{34}f_{4xR1}) \\
F &= \frac{F_{10}}{\Theta_7} (P_{11}f_{4zR1} - P_{31}f_{4xR1}) + \frac{F_{10}}{\Theta_1}
\end{aligned}$$

On obtient donc la variable q_4 :

$$q_4 = -\frac{BF + CE}{AF + CD} \quad (5.20)$$

La variable k_4 est trouvée en introduisant la valeur de la variable q_4 dans l'équation (5.13) :

$$k_4 = \frac{\frac{F_{10}}{\Theta_7} (P_{12}f_{4zR1}q_4 - P_{32}f_{4xR1}q_4 + P_{14}f_{4zR1} - P_{34}f_{4xR1})}{\frac{F_{10}}{\Theta_7} (-P_{11}f_{4zR1} + P_{31}f_{4xR1}) + \frac{F_{10}}{\Theta_1}} \quad (5.21)$$

Les paramètres de conception du doigt sont ceux utilisés précédemment dans la section 4.1 et présentés dans le Tableau 4.1. Les Figures 5.10, 5.11 représentent l'évolution des variables q_4 et K_4 assurant la stabilité du doigt, quand θ_2 et θ_7 varient et que les degrés de liberté θ_1 et θ_6 sont en position *home*.

La Figure 5.11 met en évidence l'impact du mouvement en abduction θ_2 sur la position du point S_4 avec une diminution de k_4 qui assure la stabilité du doigt par rapport au cas d'un doigt plan comme présenté dans [19] et illustré sur La figure 5.11 quand $\theta_2 = \theta_2^{home}$.

La Figure 5.10 montre que la position du point S_4 qui assure la stabilité peut être éloigné du plan milieu de la phalange distale q_4 quand l'abduction θ_2 et la flexion de la phalange distale θ_7 sont importants.

5.9 Simulation avec le logiciel ADAMS

Si un modèle quasi-statique permet de comprendre les interactions entre les degrés de liberté, il est impératif d'avoir un modèle dynamique pour quantifier ces interactions. Cependant, en l'absence de modèle dynamique, une simulation avec le logiciel de calcul

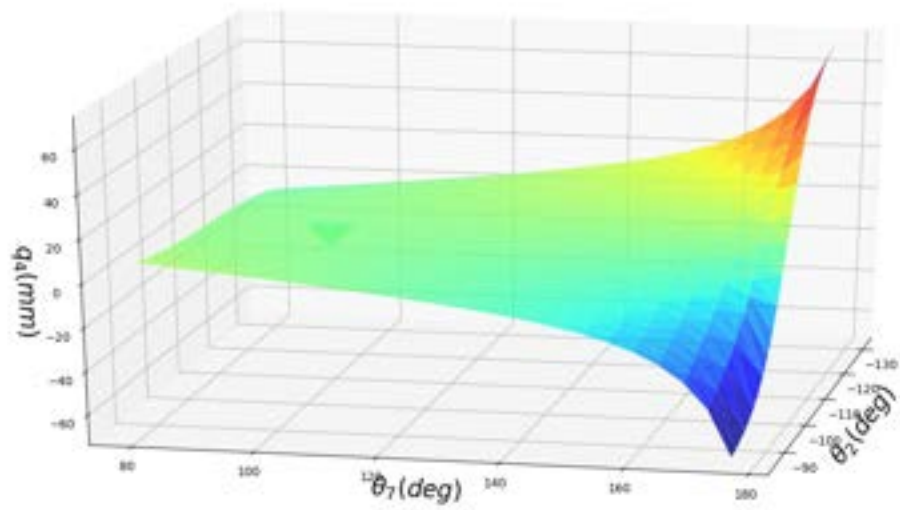


FIGURE 5.10 – Distance q_4 (mm) en fonction du mouvement d'abduction θ_2 en (degré) et la flexion de la phalange distale θ_7 en (degré)

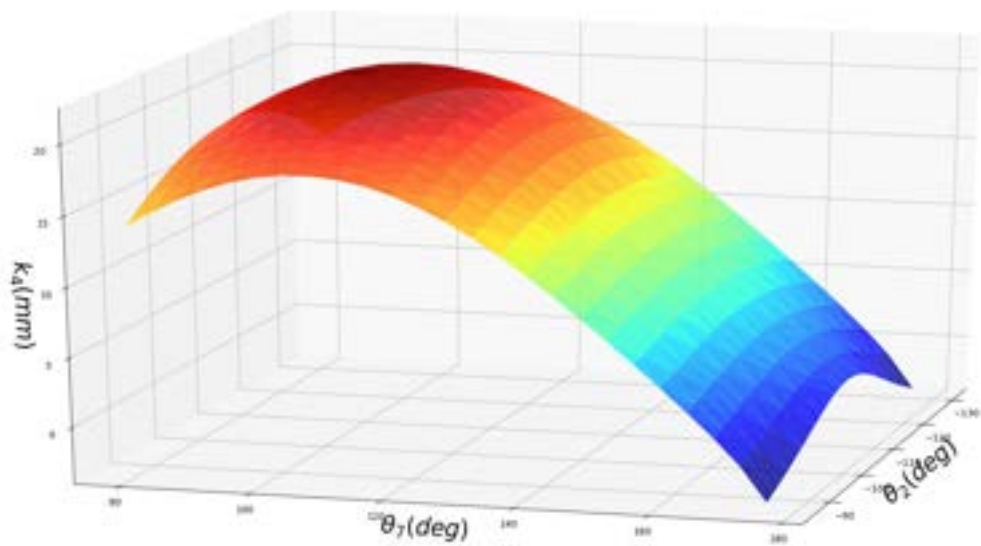


FIGURE 5.11 – Distance k_4 (mm) en fonction du mouvement d'abduction θ_2 en (degré) et la flexion de la phalange distale θ_7 en (degré)

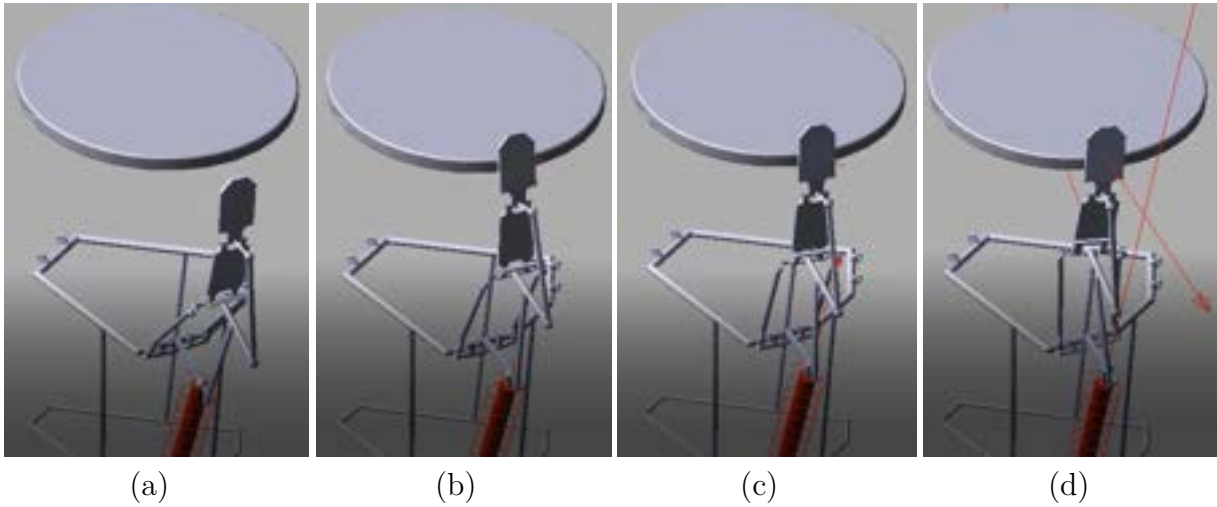


FIGURE 5.12 – Simulation dynamique avec le logiciel Adams

dynamique ADAMS est réalisée pour montrer le comportement du doigt lors de la préhension du disque. Dans cette simulation, on impose un mouvement sur la liaison prismatique d'activation du mécanisme P_{10} et on observe l'évolution des forces f_i sur cette liaison et de la force de contact f_4 du doigt sur l'objet. Des ressorts sont utilisés sur les 4 degrés de liberté pour assurer la tenue mécanique du mécanisme, de raideur $10(N/m)$ sur les liaisons O_1 , O_6 , O_7 en flexion et de raideur $1(N/m)$ sur les liaisons O_2 et O_5 à la base du système sphérique. Deux ressorts sont nécessaires par la mobilité en abduction pour obtenir un comportement symétrique.

Sur la Figure 5.13 entre $t = 0$ et $t = .7 s$ et la Figure 5.12 (a), le doigt réalise son approche avec un mouvement de θ_1 . À $t = 0.7 s$, Figure 5.12 (b), il y a le premier contact qui génère l'abduction du doigt de $t = 0,7 s$ à $t = 0,87 s$ (Figure 5.12 (c)). À $t = 0.87 s$, le doigt a trouvé une position de stabilité en abduction. Il y a encore des mouvements en flexion de $t = 0,87 s$ à $t = 0,93 s$. À $t = 0,93 s$, tous les degrés de liberté ont trouvé une position de stabilité ou ont rencontrés une butée articulaire. Le doigt ne peut alors plus bouger et les efforts f_{10} d'activation et f_4 de contact évoluent à l'infini (voir Figures 5.13 et 5.12 (d)).

Position en préhension La position finale est donnée dans le Tableau 5.2 en fonction de la position *home* et de la position au repos du doigt. La Figure 5.14 montre la préhension obtenue. L'angle formé par les deux doigts en abduction est de $80,5^\circ$ ce qui n'est pas très éloigné des 60° de départ mais l'angle entre la normale à la surface de la phalange digitale et la surface de la pièce est de $6,0^\circ$, que l'on peut décomposer en deux angles dont l'un dans le plan principal de la pièce qui est de $1,1^\circ$. Il en résulte un point de rencontre des forces appliquées par des doigts distants de $2 mm$ avec le centre de la pièce.

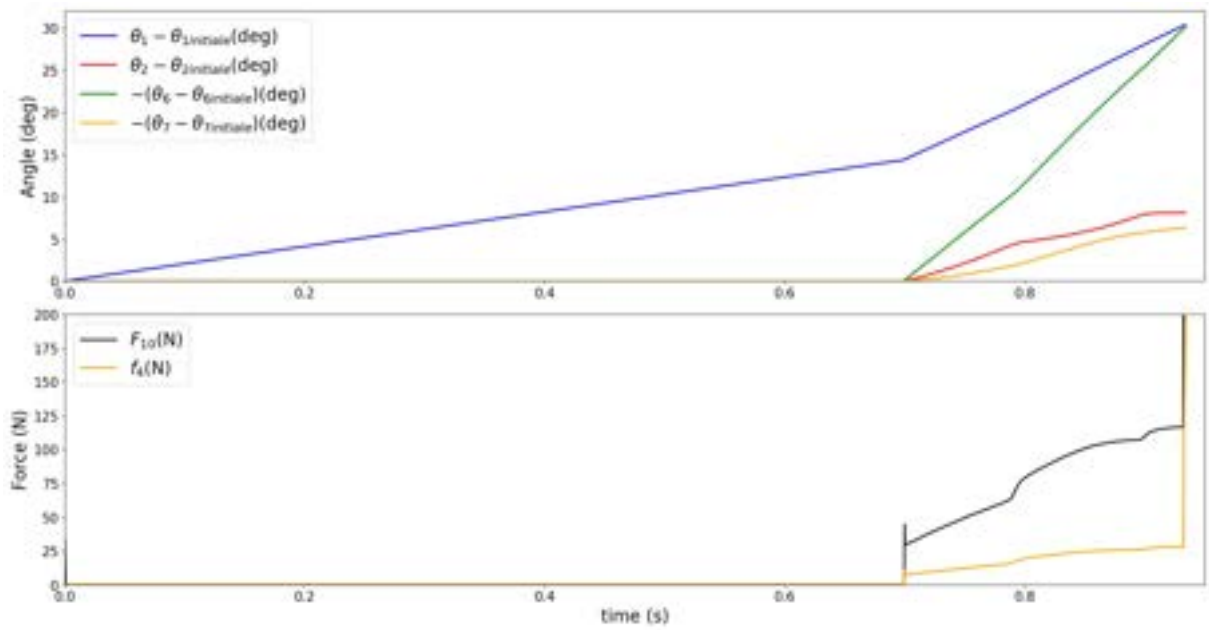


FIGURE 5.13 – Simulation dynamique avec le logiciel ADAMS : **Haut** Angles (deg) en fonction du temps (sec). **Bas** Force F_{10} f_4 (N) en fonction du temps (sec).

2



(a)



(b)

FIGURE 5.14 – (a) Position finale des doigts en préhension sur la pièce (b). Le vecteur bleu symbolise la norme de la surface de la pièce au point de contact et le vecteur orange la norme du plan de la phalange digitale

TABLE 5.2 – Positions finales des degrés de liberté du doigt

$\theta_1 - \theta_{1initiale}$	$\theta_2 - \theta_{2initiale}$	$\theta_6 - \theta_{6initiale}$	$\theta_7 - \theta_{7initiale}$
30.3°	8.5°	-30°	-6.3°
$\theta_1 - \theta_{1home}$	$\theta_2 - \theta_{2home}$	$\theta_6 - \theta_{6home}$	$\theta_7 - \theta_{7home}$
-9.7°	8.5°	0°	3.7°

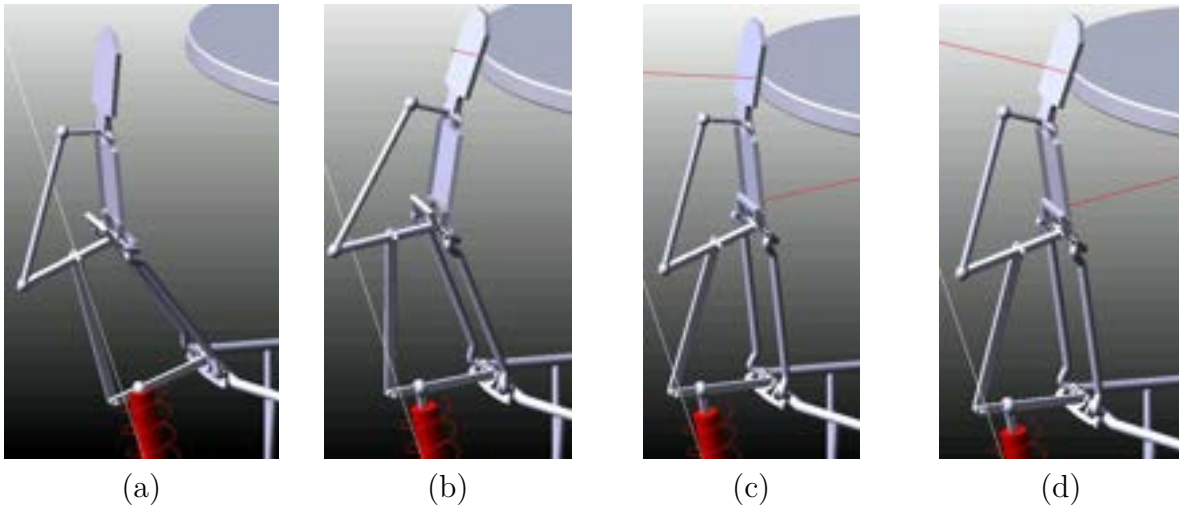


FIGURE 5.15 – Simulation dynamique avec le logiciel Adams sans la mobilité θ_2

5.9.1 Comparaison sans la mobilité θ_2

Pour mieux comprendre les implications que génèrent ce nouveau degré de liberté en abduction, la même préhension est réalisée avec le logiciel ADAMS sans la mobilité en θ_2 .

Les figures 5.15 montrent les différentes étapes du mouvement de préhension. Les Figures 5.15(a) et (b) ne diffèrent pas du cas précédent. Cependant, contrairement au cas précédent, le contact avec la butée articulaire de θ_6 ne met pas fin aux mouvements des autres DDL (voir Figure 5.15 (c)) et l'on peut voir une inversion du mouvement de l'angle θ_1 avant d'attendre une position de stabilité sur la Figure 5.15 (d) et la Figure 5.16. Ceci génère un mouvement plus important de θ_7 et un angle plus important entre les deux vecteurs normaux des surfaces en contact (voir Figure 5.17(b)) de 14.0° . Le Tableau 5.3 détaille les positions finales des articulations du doigt.

Cette application montre que l'ajout d'un degré de mobilité en abduction change le comportement des degrés de liberté en flexion de façon significative et que si les deux solutions trouvent une position de stabilité après avoir atteint la butée articulaire de la liaison IPP (θ_6), les raisons en sont différentes.

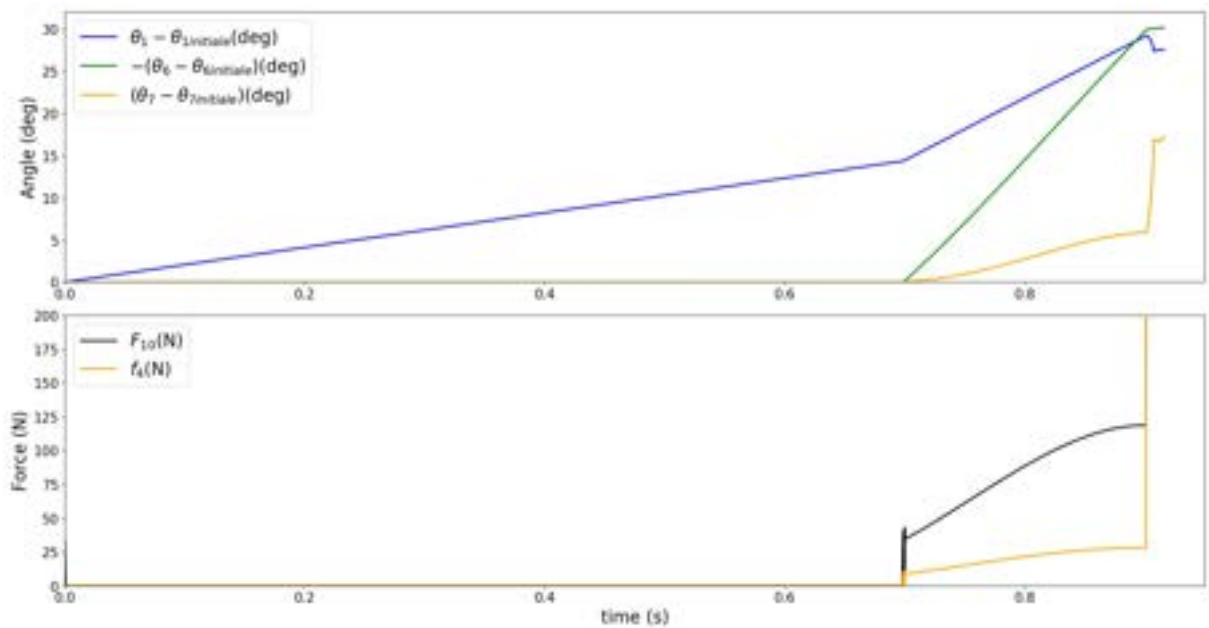


FIGURE 5.16 – Résultats de la simulation dynamique avec le logiciel ADAMS sans la mobilité θ_2 : **Haut** Angles (deg) en fonction du temps (sec). **Bas** Force F_{10} f_4 (N) en fonction du temps (sec).



(a)



(b)

FIGURE 5.17 – (a) Position finale des doigts en préhension sur la pièce sans la mobilité en θ_2 et (b) le vecteur bleu symbolise la norme de la surface de la pièce au point de contact et le vecteur orange la norme du plan de la phalange digitale

TABLE 5.3 – Positions finales des degrés de libertés sans la mobilité en abduction

$\theta_1 - \theta_{1initial}$	$\theta_6 - \theta_{6initial}$	$\theta_7 - \theta_{7initial}$
27.4°	-30°	16.6°
$\theta_1 - \theta_{1home}$	$\theta_6 - \theta_{6home}$	$\theta_7 - \theta_{7home}$
-12.6°	0°	20.6°

5.10 Conclusion

Ce chapitre a débuté sur un cas concret de préhension d'un disque par la nouvelle cinématique pour décrire les interactions entre les différents éléments du mécanisme dans le but d'atteindre une position de stabilité. Le résultat est illustré par des simulations dynamiques avec l'aide du logiciel ADAMS avec et sans le mouvement d'abduction. Par la suite, les travaux porteront sur la compréhension des interactions entre les doigts.

SOUS-ACTIONNEMENT ENTRE LES DOIGTS

6.1 Introduction

Les chapitres précédents ont présenté une nouvelle cinématique et la stabilité d'un doigt mais une préhension n'est pas possible sans le travail de plusieurs doigts pour générer une préhension. Différentes architectures d'activation des mains robotiques sous-actionnées sont tout d'abord introduites. Une nouvelle solution d'activation est proposée avec des muscle pneumatique. Enfin, la stabilité de cette solution est présenté.

6.1.1 Actionnement direct

La solution la plus simple pour générer un effort à la base de chaque doigt sous-actionné est d'y placer un actionneur pour chaque degré de liberté que l'on veut mouvoir.

Cette solution est intéressante par sa simplicité mais s'oppose à la volonté de réduire le nombre d'actionneurs avec le recours aux doigts sous-actionnés. C'est dans ce contexte que de nombreuses structures d'activation sous-actionnées sont développées.

6.1.2 Transmission d'effort sous-actionné

Comme les structures à barres utilisées pour la structure sous-actionnée du doigt, les structures sous-actionnées pour l'actionnement reposent sur des structures d'équilibre de forces où le nombre de sorties du mécanisme est supérieur au nombre d'entrées. Dans la grande majorité des cas, une seule entrée est activée par un actionneur.

Système à câbles. De la même façon, des systèmes de poulies et de câbles sont utilisés pour la réalisation du sous-actionnement d'un doigt, cette solution peut aussi être utilisée pour transmettre et répartir l'effort sur chacun des doigts. Comme on peut le voir sur la Figure 6.1, le système peut avoir plusieurs étages de répartition des forces. Dans [35], Les 4 doigts de la main sont actionnés par un système à deux étages : le premier étage actionnant deux ensembles de poulies qui composent le deuxième étage qui répartit les efforts entre deux doigts.

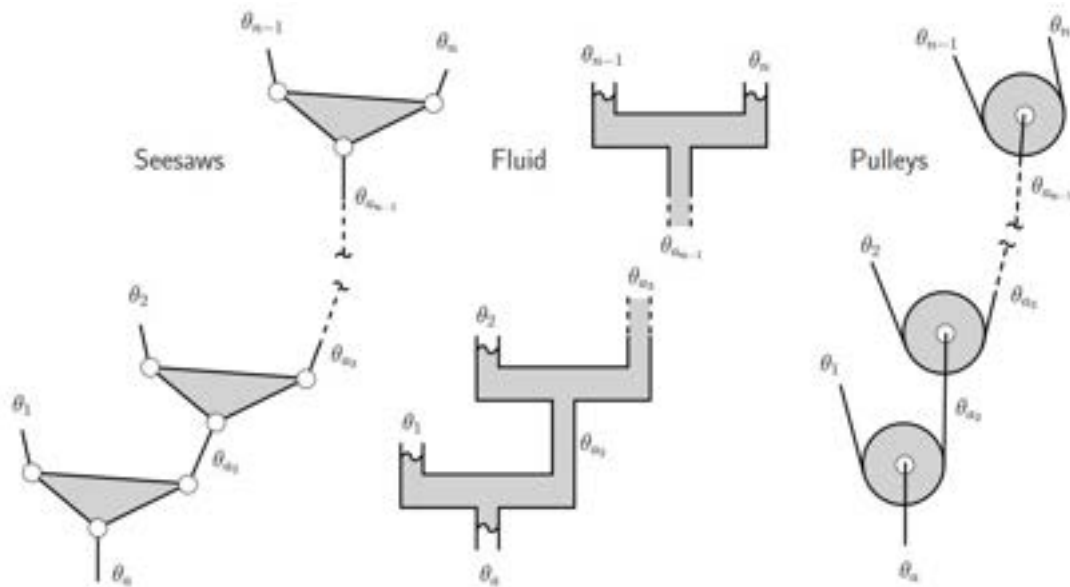


FIGURE 6.1 – Exemples de mécanisme différentielles connectés en série [19], avec (a) des systèmes à barres, (b) des systèmes hydrauliques ou pneumatiques et (c) des systèmes à câbles et poulies

Système à barres. Comme pour les systèmes à câbles, des systèmes à barres peuvent aussi être utilisés pour transmettre l'effort. Ce système est très compact mais son amplitude de mouvement est limitée [36].

Système à engrenages. Une solution courante de transmission d'effort en rotation sous-actionné est consiste à utiliser des engrenages dits différentiels qui permettent un équilibre des forces proportionnelles au choix des différents diamètres des engrenages même si le cas général est un équilibre strict entre les efforts sur les deux sorties du mécanisme. Cette solution est utilisée dans la conception de la main sous-actionnée SARAH [19].

Système pneumatique. Une solution est de recourir à un circuit pneumatique pour activer les différents doigts. Dans ce cas, la force dépend de la section sur laquelle la pression s'exerce et de la pression dans le système. La compliance du gaz comprimé peut aussi générer des différences de pression à l'intérieur du système pneumatique et ainsi modifier la force exercée en sortie. [37]

6.2 Actionneurs pour la robotique

Dans le contexte d'une main robotique, le critère principal pour un actionneur est sa capacité à développer une force importante dans un encombrement réduit. Dans notre cas,

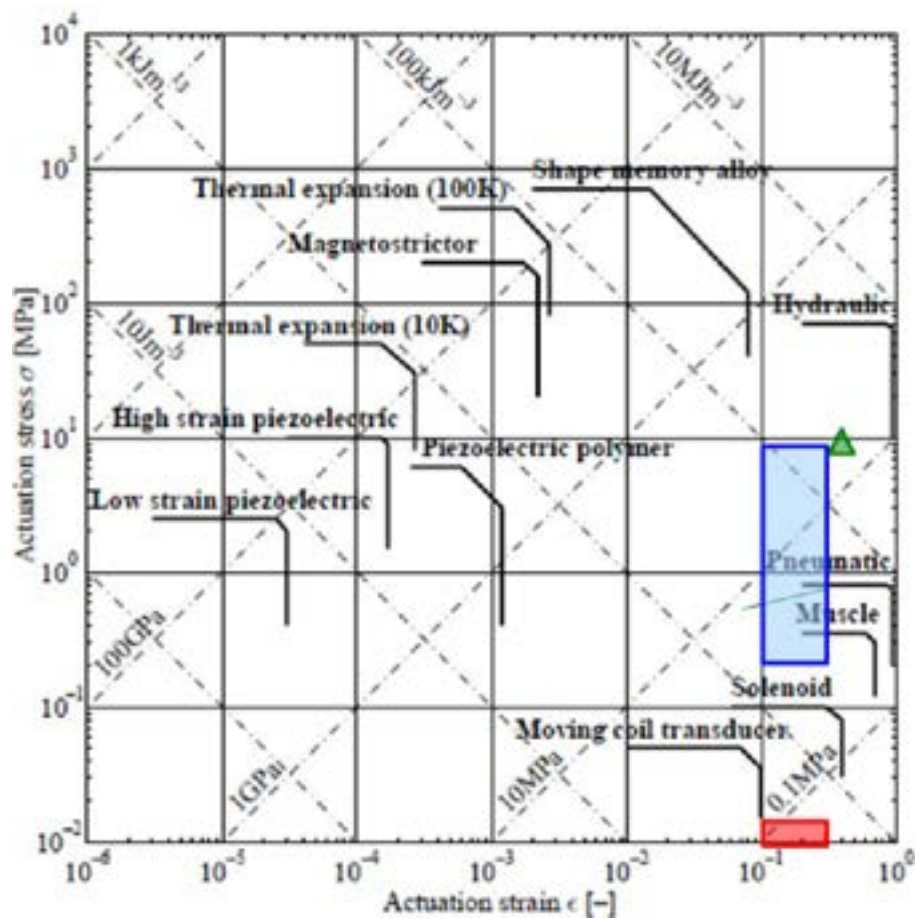


FIGURE 6.2 – Force de blocage (N) en fonction de la course libre (mm) rectangle bleu= McKibben, triangle vert = PPAM, rectangle rouges = actionneurs fluidiques de flexion [38]

l'encombrement est la contrainte la plus importante. Ceci en terme physique se traduit par une force indépendante de la taille et donc d'une pression σ en fonction d'une longueur de contraction. On a donc un nombre sans unité e . Les différents actionneurs sont présentés en fonction de ce critère sur le diagramme d'Ashby de la figure 6.2. La fonction que l'on souhaite optimiser est $\sigma \times e = +\infty$. Dans notre cas, les systèmes hydrauliques sont donc les plus pertinents. Néanmoins pour des contraintes industrielles cette solution ne peut être retenue. Il apparaît donc deux autres solutions : les alliages à mémoire de forme et les muscles pneumatiques de McKibben. C'est cette dernière solution qui est retenue car elle favorise l'encombrement devant la contrainte d'activation.

Dans le cadre de cette thèse le choix se porte sur les muscles pneumatiques en raison de leurs forces développées pour un encombrement donné qui est très avantageux.

6.3 Muscle pneumatique

Initialement introduits par A.H. Morin, puis adaptés par J.L. McKibben, les actionneurs de McKibben sont communément appelés muscles pneumatiques car leur comportement est semblable au muscle biologique qui pourtant fonctionne sur des principes physiques très différents. Les muscles pneumatiques utilisent la superposition de deux couches la première est une membrane flexible et la deuxième un tissu composé de fibres flexibles inextensibles.

Sous l'effet d'une différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur, la membrane se gonfle à la manière d'un ballon. Cette expansion radiale génère un effort sur les fibres tressées qui vont alors générer un effort de contraction axiale. En plus du raccourcissement, les muscles pneumatiques sous pression présentent une plus grande rigidité à la traction, c'est-à-dire qu'une force plus importante est nécessaire pour allonger le muscle d'une quantité donnée. La pression interne peut être créée par un gaz ou un liquide. Dans notre cas, c'est de l'air sous pression qui est utilisé.

La force plus importante développée par un muscle pneumatique par rapport à un vérin pneumatique, provient de la plus grande surface d'application de la pression qui dans le cas des muscles s'exerce sur l'ensemble de la surface cylindrique là où un vérin exploite uniquement la surface circulaire du piston. Mais cette plus grande force s'accompagne de limitation sur le déplacement produit en contraction qui se limite à environ 25 % de la longueur initiale pour un muscle là où un vérin peut atteindre 48 %.

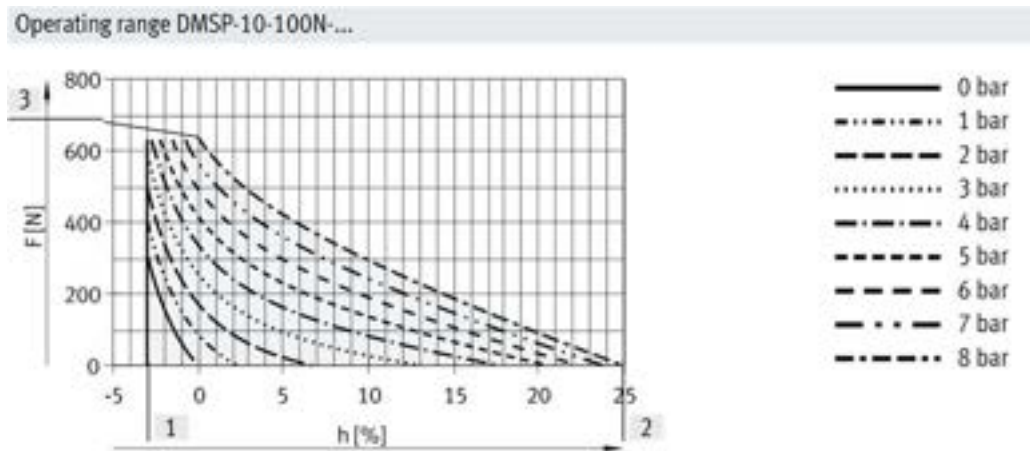
Une autre limitation évoquée dans la littérature est la dépense de la force générée en fonction de la contraction pour un différentiel de pression donnée. La Figure 6.3(b) présente un abaque classique pour un PAM (*pneumatic air muscle*) avec différentes courbes en fonction de la pression.

d'autres avantages secondaires des PAM sont l'absence de pièces métalliques imposantes, et donc une faible masse qui allège le système mécanique et réduit l'inertie de l'actionnement.

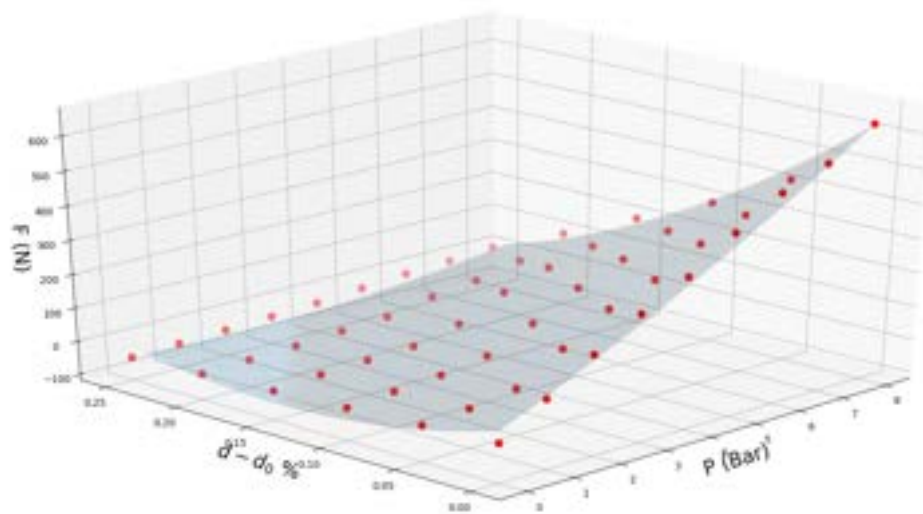
Il est courant d'utiliser les muscles pneumatiques par paire pour transmettre un effort à une liaison mécanique. Les deux muscles étant antagonistes permettent ainsi de générer l'effort indépendamment du sens du mouvement souhaité mais ceci au détriment de la performance car le muscle en contraction doit développer un effort pour allonger le muscle en opposition. Dans le cas de la préhension, l'effort est unidirectionnel : n'utilise donc pas de muscle antagoniste et le mouvement en extension est réalisé par la raideur au repos (sans pression pneumatique) du muscle.

La solution technique retenue est d'utiliser un muscle pneumatique de l'entreprise Festo [DMSP AM-CM 10 130N]

Il existe plusieurs modélisations de la force développée pour les muscles pneumatiques mais tous ces modèles demandent une identification précise des paramètres de conceptions du muscle, ce que nous ne pouvons obtenir sans un banc d'essai adapté. Par choix de simplicité technique et mathématique, le comportement du muscle est simplement modélisé



(a)



(b)

FIGURE 6.3 – (a) Abaque donné par l'entreprise Festo, force(N) en fonction du % de contraction (h) et de la pression (bar). (b) Sa surface correspondante force(N) en fonction du % de contraction ($d - d_0$) et de la pression (bar)

par une surface du deuxième ordre, équation 6.1, en utilisant les données proposées par le constructeur Festo. P est la pression en bar à l'intérieur du muscle et d_δ la contraction du muscle donnée par l'équation 6.3 en fonction des paramètres de conceptions du doigt et des degrés de liberté.

$$F_{10} = 4878.57d_\delta^2 - 283.56d_\delta P - 1423.55d_\delta + 1.79P^2 + 59.71P + 36.29 \quad (6.1)$$

$$d_\delta = \frac{d_0 - d_{initial}}{d_{initial}} \quad (6.2)$$

avec

$$d_0 = \sqrt{a_0^2 + 2a_0c_0 \sin(\psi_2) \sin(\theta_1) \cos(\psi_1) + 2a_0c_0 \cos(\psi_2) \cos(\theta_1) + c_0^2} \quad (6.3)$$

6.4 Degré de liberté, degré d'activation et degré de commande

Pour comprendre les développements futurs, les principes de conception connus de DDL et Degré d'activation sont rappelés. Il est extrêmement courant en robotique d'utiliser le nombre de degrés de liberté DDL (ou DOF) pour classer une structure mécanique. Une définition pour DDL est : "on appelle degré de liberté dans une liaison, les mouvements relatifs indépendants d'un solide par rapport à l'autre autorisés par cette liaison." [Wikipedia].

Dans [19], il est proposé un autre critère adapté aux structures sous actionnées avec le degré d'activation DDA (ou DOA), qui est défini par le nombre d'actionneurs dans la structure robotique. Un actionneur est défini comme "un objet qui transforme l'énergie qui lui est fournie en un phénomène physique qui fournit un travail, modifie le comportement ou l'état d'un système". On peut, à partir de ces deux critères, développer un autre critère sous la forme d'un degré de sous actionnement $DDS - A$ (ou $DOU - A$) défini par

$$DDS - A = \frac{\text{nombre de DDL}}{\text{nombre de DDA}} \quad (6.4)$$

- si le $DDS - A$ est supérieur à 1 alors le système est sous-actionné ;
- si le $DDS - A$ est égale à 1 le système est complètement actionné ;
- si le $DDS - A$ est inférieur à 1 le système est sur-actionné.

On introduit un nouveau critère avec le degré de commande DDC (ou DOC) défini comme le nombre de systèmes de commande dans le système. En utilisant les deux critères DDA et DDC, on peut ici définir un critère de degré de sous-commande $DDS - C$ défini par

$$DDS - C = \frac{\text{nombre de DDA}}{\text{nombre de DDC}} \quad (6.5)$$

TABLE 6.1 – Paramètres d’implantation des doigts

T_1	T_{23}	G_1G_2	G_2I_{20}	τ_1	τ_{2_1}	τ_{2_2}
50mm	40mm	(23.01)mm	(28.65)mm	120°	30°	30°

- si le $DDS - C$ est supérieur à 1, alors le système d’activation est sous-commandé ;
- si le $DDS - C$ est égal à 1, le système d’activation complètement commandé ;
- si le $DDS - C$ est inférieur à 1, le système d’activation est sur-commandé.

Dans notre cas, pour des raisons de simplicité et de coût, le choix est fait d’avoir un seul module de commande pour contrôler l’ensemble des actionneurs.

Une vanne proportionnelle de pression contrôle la pression d’entrée des trois muscles pneumatiques qui vont générer une force en fonction de leur allongement. Comme à pression égale, un PAM développe un effort plus faible lorsqu’il est contracté ; une position de stabilité doit exister lorsque les doigts sont en opposition.

Dans le cadre de cette thèse le choix est fait d’une alimentation unique en pression pour l’ensemble des muscles pneumatiques est fait, pour réduire le nombre de vannes pneumatiques.

6.5 Stabilité entre les doigts

Cette section étudie la position d’équilibre d’une pièce en préhension par des contacts sur les phalanges distales des trois doigts. Deux géométries de pièces sont étudié : une forme parallélépipédique et une forme hexagonale extrudée, pour générer les deux grands types de préhensions (voir Figure 6.4). Dans le premier cas, la préhension met en opposition deux doigts avec le troisième alors que dans le deuxième cas, les trois doigts sont en opposition concentrique.

Le doigt planaire en position I_1 qui fait face Figure 3.6) aux deux doigts spatiaux est défini comme le doigt D_1 , les deux autres doigts étant définis comme les doigts D_2 et D_3 . Pour des raisons de clarté, la désignation des degrés de liberté et des éléments de conception des doigts spatiaux est utilisée pour le doigt planaire ce qui amène la désignation à être différente de celle utilisée dans la littérature [19].

L’architecture de la base et l’implantation des doigts sont présentées dans la Section 3.4. On introduit donc en plus des valeurs des paramètres de conception des doigts présentés dans le Tableau 4.1, de nouveaux paramètres pour définir l’implantation des doigts dans le Tableau 6.1.

Configuration des degrés de liberté du doigt D_2 . Les configurations des angles θ_1 , θ_2 , θ_6 et θ_7 du doigt D_2 sont choisies pour que la normal de la surface de la phalange distale soit coïncidente avec un vecteur normal de la surface de la pièce en préhension. On



(a)



(b)

FIGURE 6.4 – Préhension (a) d'un objet de forme parallélépipédique et (b) d'un objet de forme hexagonale extrudée

définit une matrice de rotation suivant l'axe \vec{Z} d'un angle R avec $R = 0$ pour une prise prismatique et $R = 60^\circ$ pour la prise de la pièce hexagonale (Equation (6.6)).

$$\overrightarrow{N_{prismatique}} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad \overrightarrow{N_{circulaire}} = \begin{bmatrix} \frac{\sqrt{2}}{2} \\ \frac{\sqrt{2}}{2} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (6.6)$$

Pour un angle θ_2 donné, on trouve que θ_1 est égale à :

$$\begin{aligned} \text{Si } R < 30^\circ \text{ alors : } \theta_1 &= \text{asin} \left(\frac{A}{\sqrt{A^2 + B^2}} \right) - \text{asin} \left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2}} \right) \\ \text{sinon : } \theta_1 &= -\text{asin} \left(\frac{A}{\sqrt{A^2 + B^2}} \right) + \text{asin} \left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2}} \right) \end{aligned} \quad (6.7)$$

avec,

$$\begin{aligned} A(\theta_1) &= P_{6x} \cos(R + \tau_1 + \tau_2) + \frac{z_1 \sin(\alpha) \sin(\theta_2) \cos(R + \tau_1 + \tau_2)}{\cos\left(\frac{\eta}{2}\right)} \\ B(\theta_1) &= P_{6y} \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(R + \tau_1 + \tau_2) - P_{6z} \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(R + \tau_1 + \tau_2) \\ &\quad - \frac{z_1 \sin(\alpha) \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \cos(\theta_2) \cos(R + \tau_1 + \tau_2)}{\cos\left(\frac{\eta}{2}\right)} - z_1 \cos(\alpha) \cos(R + \tau_1 + \tau_2) \\ C(\theta_1) &= P_{6y} \sin(R + \tau_1 + \tau_2) \cos\left(\frac{\eta}{2}\right) + P_{6z} \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \sin(R + \tau_1 + \tau_2) \\ &\quad - z_1 \sin(\alpha) \sin(R + \tau_1 + \tau_2) \cos(\theta_2) + \frac{z_1 \sin\left(\frac{\eta}{2}\right) \sin(R + \tau_1 + \tau_2) \cos(\alpha)}{\cos\left(\frac{\eta}{2}\right)} \end{aligned}$$

La position $R = 30^\circ$ correspond à la position au repos du doigt en abduction $\theta_2 = \theta_{2home}$.

La présence d'un contact uniquement sur la phalange distale permet de faire l'hypothèse que θ_6 se trouve en butée ($\theta_6 = \theta_{6home}$). On peut donc ensuite trouver la valeur de θ_7 par l'équation :

$$\theta_7 = \text{acos} \left(\frac{C}{\sqrt{A^2 + C^2}} \right) \quad (6.8)$$

Avec,

$$[A \ B \ C \ 0]^t = Rot_z(-R_{surface})Rot_z(\tau_1)Rot_z(\tau_2)Rot_y(\theta_1)Rot_x(-\frac{\eta}{2}) \\ Rot_z(\theta_2)Rot_x(\alpha)Rot_z(\theta_3)Rot_x(\frac{\eta}{2})Rot_y(\theta_6) [0 \ 0 \ 1 \ 0]^t$$

Configuration des degrés de liberté du doigt D_1 . Pour satisfaire la contrainte entre la norme de la phalange distale et la norme de la surface de la pièce pour le doigt planaire, il suffit que $\theta_7 = -(\theta_1 - \theta_6)$. Comme dans le cas précédent, l'hypothèse de l'absence de liberté de θ_6 par la présence d'une butée est faite avec $\theta_6 = 0$

L'ensemble de la surface des phalanges distales est en contact avec des surfaces planes. Ainsi, les degrés de liberté des doigts sont stables s'il existe, pour une coordonnée du point de contact S_4 , une solution qui garantit que les couples Θ_1 et Θ_2 sont nuls avec k_4 compris entre 0 et l_3 et q_4 compris entre -10 et 10 mm.

6.6 Position de stabilité de la pièce

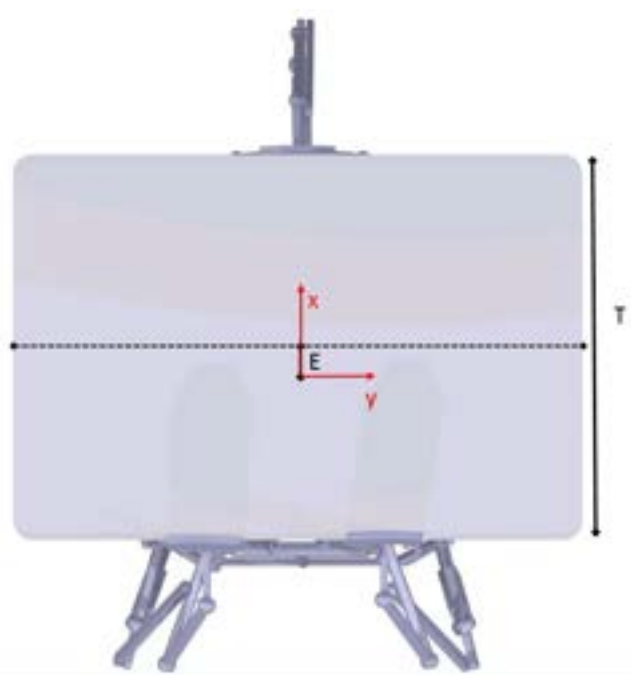
La pièce est en position de stabilité si la somme des forces et des moments extérieurs sont nuls. Dans notre cas, le problème est simplifié comme un problème planaire sans gravité. L'absence d'effort latéral suivant l'axe \vec{y} extérieurs au système ainsi que la symétrie des pièces : on pour effet un comportement symétriques des doigts D_2 et D_3 et l'absence de déplacement selon \vec{y} des pièces. Seul le déplacement selon \vec{x} est donc étudié (voir Figure 6.5).

Ainsi la pièce est stable si :

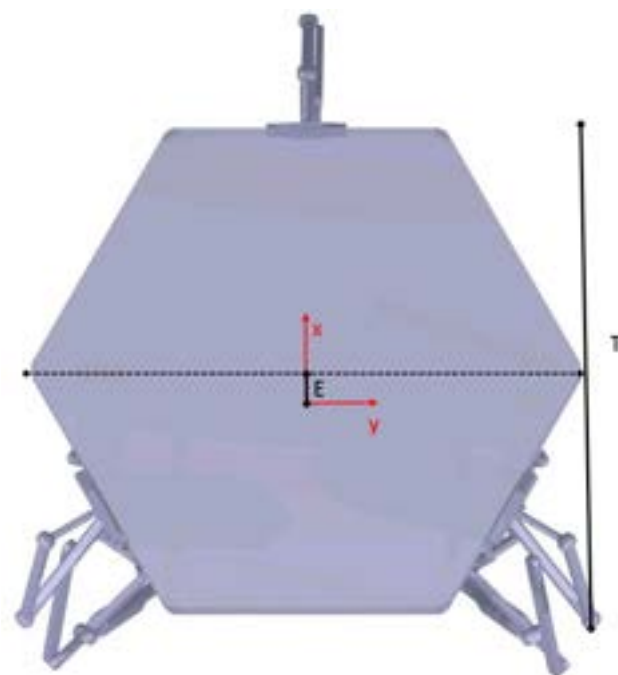
1. En préhension concentrique (Figure 6.5(b)) la force f_{D1} du doigt D_1 est égale à la force des deux autres doigts $f_{D1} = f_{D2}$.
2. En préhension prismatique (Figure 6.5(a)) la force f_{D1} du doigt D_1 est égale à la somme des forces des deux autre doigts $f_{D1} = 2f_{D2}$.

Pour les deux types de préhensions après un calcul de la force du doigt D_2 , on cherche la position du doigt D_1 (voir figure 6.6) qui satisfait la condition de stabilité pour déterminer la taille de l'objet T saisi ainsi que l'écart entre le centre de la pièce et le centre de la base de la main E .

Position de stabilité d'une pièce hexagonale La Figure 6.7 montre l'écart entre le centre de la pièce hexagonale et le centre de la main robotique suivant l'axe \vec{x} . Cet écart est faible car les efforts sont concentriques et la différence de force développée dépend du rapport de transmission qui varie sensiblement avec l'abduction des doigts. La force de chacun des doigts est présentée sur la Figure 6.8 en fonction de la taille de l'objet et de la pression appliquée dans les muscles. Cet effort est plus fortement impacté par la taille de l'objet T que par l'évolution de la pression P . En effet, le taille de l'objet est impactée



(a)



(b)

FIGURE 6.5 – (a) Vue du dessus de la préhension prismatique; (b) vue du dessus de la préhension concentrique.

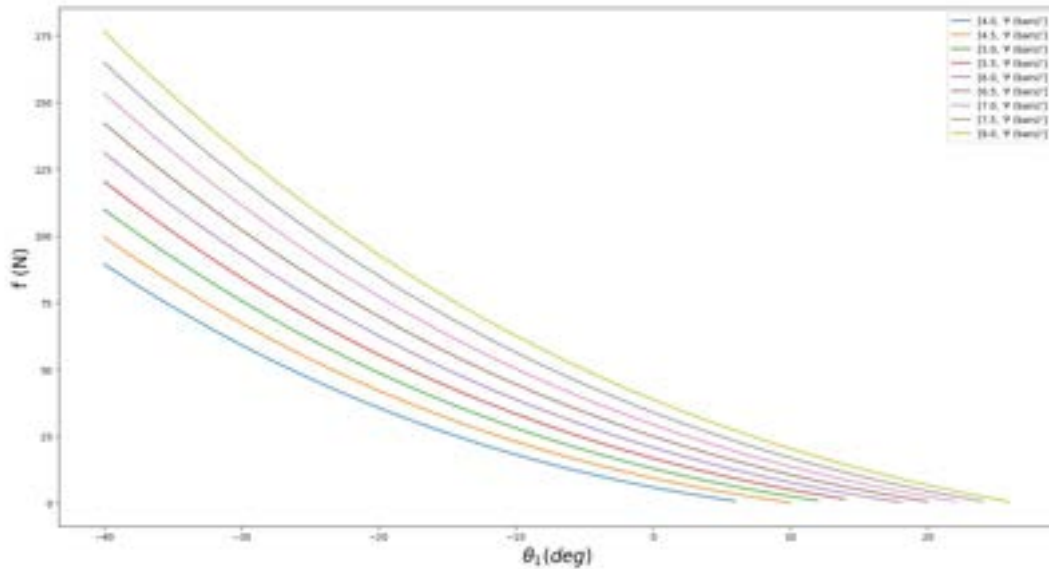


FIGURE 6.6 – Force f_{D_1} (N) en fonction de θ_{1D_1} (deg) et de la pression P (bar).

par le rapport de transition du mécanisme et surtout aussi par la contraction du muscle qui réduit l'effort développé.

Position de stabilité d'une pièce prismatique. La Figure 6.9 montre l'écart entre le centre de la pièce et le centre de la base de la main pour la préhension d'un parallélépipède. Le décalage est généré par la présence des deux doigts en abduction qui développent un effort important compensé par le comportement des muscles pneumatiques. En effet, l'interaction entre la force développée et la contraction pour une pression donnée a pour effet que la force des deux muscles en opposition décroît quand la force du PAM du doigt D_1 croît. Ainsi, on obtient une position de stabilité qui satisfait le critère développé précédemment $f_{D_1} = 2f_{D_2}$. On montre ainsi que la main peut réaliser des préhensions sphériques et prismatiques stables sans intervention d'un système de contrôle.

La Figure 6.10 présente la force correspondante développée par le doigt D_1 . Comme dans le cas de la préhension de la prise hexagonale, la force de préhension décroît quand la taille de la pièce diminue. Les efforts du doigt D_1 sont sensiblement les mêmes dans les deux cas. La différence se trouve dans l'absence d'effort suivant l'axe \vec{y} des doigts D_2 et D_3 dans le cas de la préhension prismatique. Seuls des efforts de frottement peuvent empêcher un déplacement de la pièce mais ce problème est inhérent à la préhension prismatique.

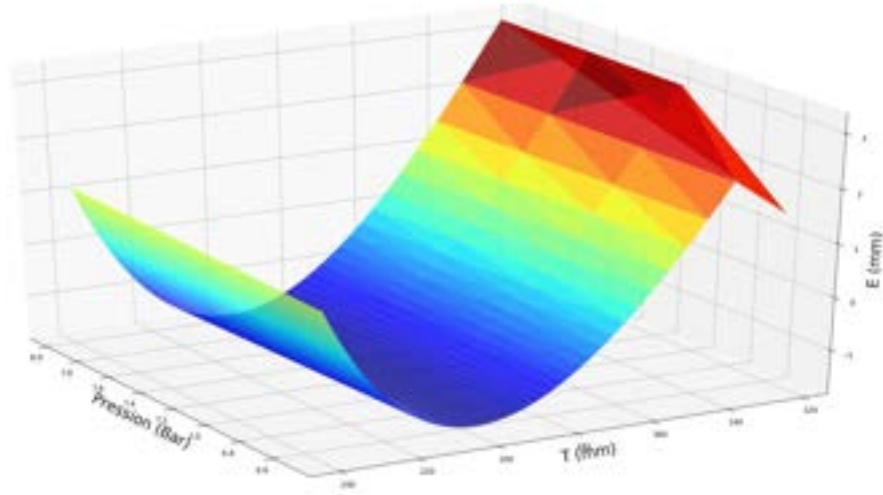


FIGURE 6.7 – Écart E (mm) en fonction de la taille d'un objet hexagonal T (mm) et de la pression (bars).

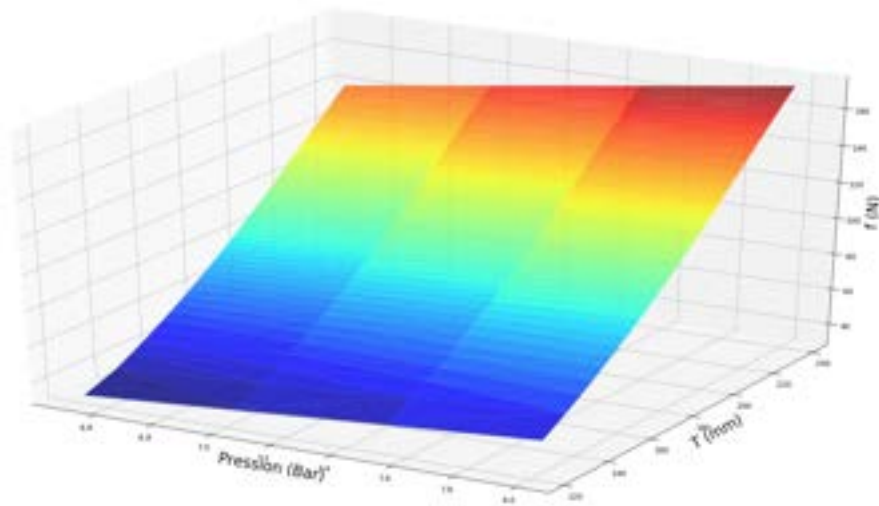


FIGURE 6.8 – Force f appliqué par le doigt D_1 (N) en fonction de la taille d'un objet hexagonal (mm) et de la pression (bars).

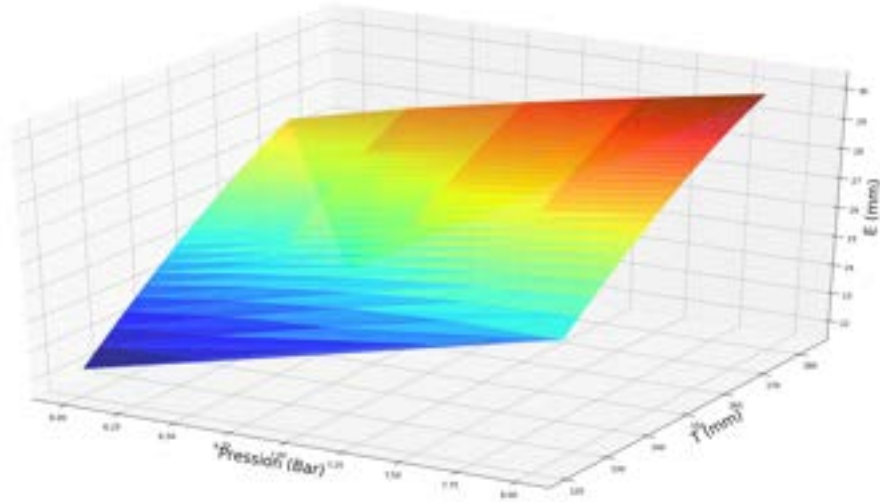


FIGURE 6.9 – Écart E (mm) en fonction de la taille d'un objet prismatique T (mm) et de la pression (bars)

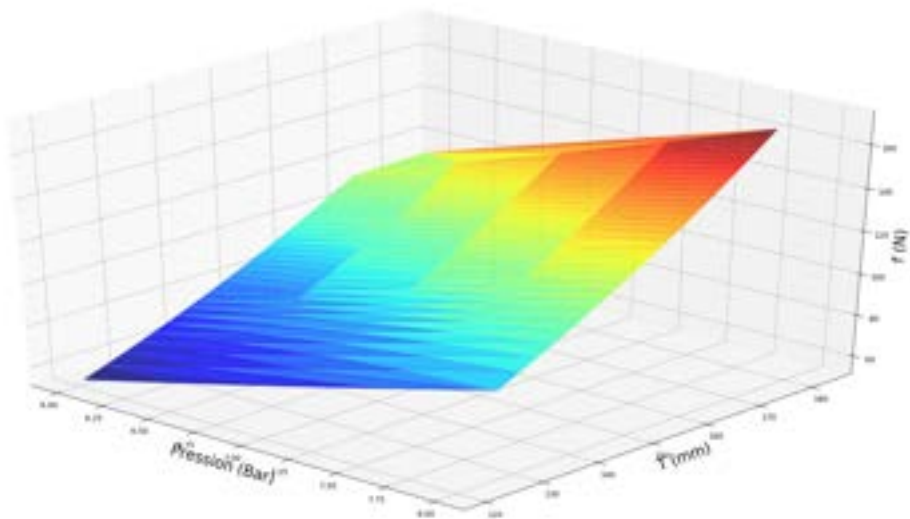


FIGURE 6.10 – Force f appliqué par le doigt D_1 (N) en fonction de la taille d'un objet hexagonal (mm) et de la pression (bars).

6.7 Conclusion

Ce chapitre présente la stratégie d'actionnement de la main à l'aide de muscles pneumatiques connectés à une unique source de pression et les implications que cela génère sur la prise de deux types de pièces, l'une parallépipédique et l'autre hexagonale. Les deux critères qui sont mis en avant pour évaluer la préhension sont la position de stabilité de la pièce dans la prise et les forces que développent les doigts pour maintenir la pièce. L'ensemble des résultats sont théoriques et implique de nombreuses hypothèses simplificatrices. Il est donc important de valider ces résultats expérimentalement.

CONCEPTION ET CONTRÔLE D'UN PROTOTYPE DE PRÉHENSEUR

7.1 Introduction

Ce chapitre a pour objectif la conception et le contrôle d'un prototype de préhenseur avec, comme premier objectif, l'analyse de ses performances de préhension dans le cadre d'un ensemble de saisies des pièces tests de la Section 1.2. Lors de la préhension d'un objet par une main humaine, la transition entre le mouvement libre des doigts et la prise en main de l'objet est intuitive. Cependant, il existe deux situations très différentes qui utilisent deux types de retour sensoriel : la proprioception et le toucher. Dans le cas de l'homme, la vision permet d'anticiper la transition entre ces deux situations. En l'absence d'information visuelle, il est nécessaire de recréer une saisie intuitive en aveugle. Des solutions ont été proposées dans [39] et [40] avec une alternance entre des phases de mouvement et des phases de saisies. Il est à noter que des solutions similaires peuvent être trouvées pour les robots marcheurs [41] où les phases de saisies sont remplacées par des phases de contact avec le sol. Cependant, cela introduit le problème de la détection fiable et réactive du contact ; par exemple, dans [42], la logique floue est utilisée pour une transition douce.

Dans ce chapitre, des expérimentations de commande sont présentées avec un prototype à un doigt puis à trois doigts afin d'explorer les possibilités des lois de commande basées sur l'approche "sans modèle" [43] dans le cas de la préhension.

7.2 Contrainte mécanique et conception d'un prototype

Afin de valider les travaux précédents sur la cinématique et la stabilité, un prototype est réalisé en impression 3D. Ce prototype est composé de trois doigts identiques qui reprennent la cinématique proposée sur la Figure 3.1 et qui sont montés sur une base comme illustrés sur la Figure 7.1. Les dimensions des différents éléments sont issues des Tableaux 7.1, 4.1 et 6.1. L'utilisation de pièces plastique imprimées en 3D impose des limitations notamment sur le comportement sous efforts en raison de la présence de jeux dans les liaisons et de la faible rigidité. De plus, la conception impose une réflexion sur les collisions entre les pièces et les limites articulaires.

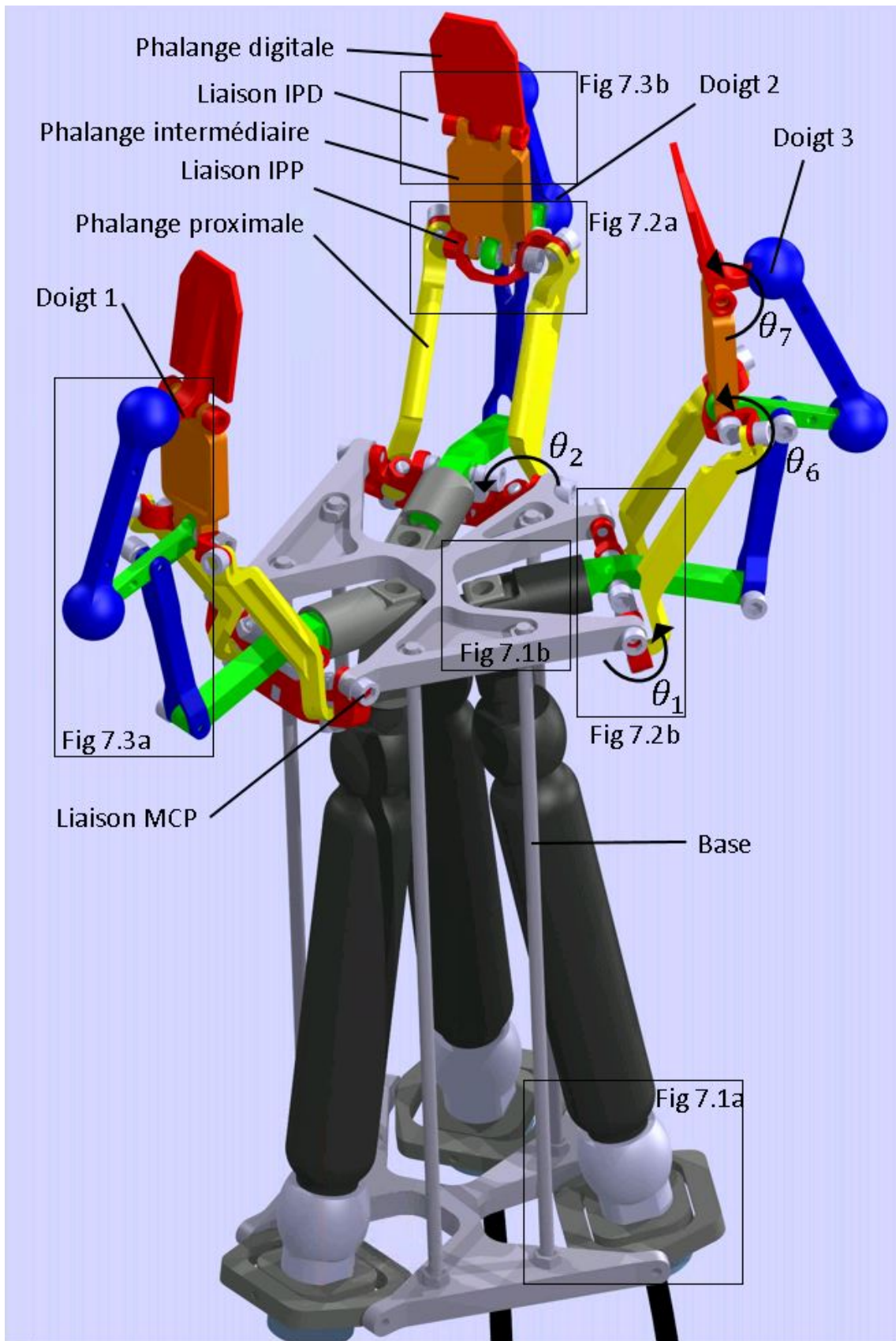


FIGURE 7.1 – CAD du prototype et désignation des sous-ensembles

TABLE 7.1 – Limites articulaires d'un doigt

-	θ_1	θ_2	θ_6	θ_7
Home position	$\pm 40^\circ$	-25 à $+25^\circ$	0 à $+90^\circ$	-20 à 90°

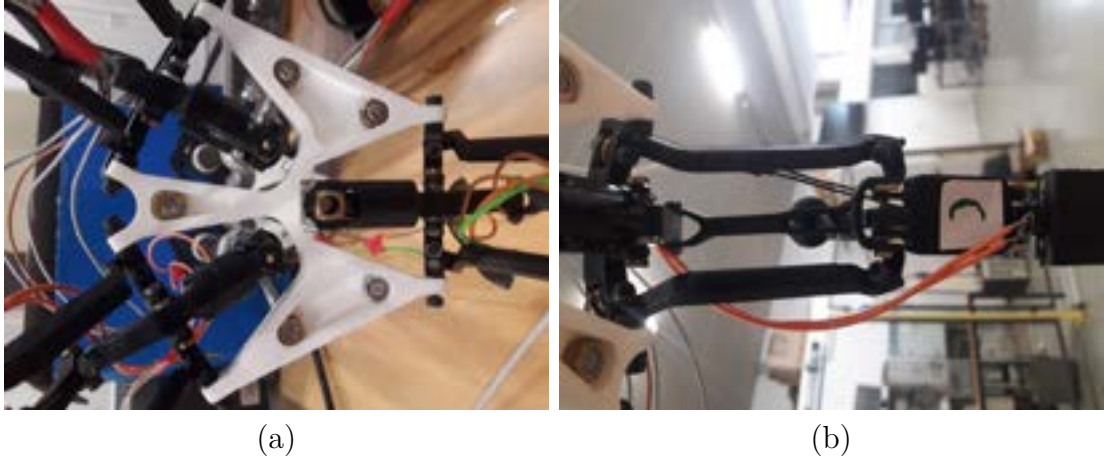


FIGURE 7.2 – (a) : base de la main robotique, (b) : les 4 liaisons concentriques du système sphérique.

Pour la réalisation de ce prototype, les limites articulaires sont définies dans le Tableau 7.1, la position de repos des degrés de liberté de chaque doigt étant définie par :

$$\begin{aligned}
 \theta_1 &= \theta_{1home} - 40^\circ \\
 \theta_2 &= \theta_{2home} \\
 \theta_6 &= \theta_{6home} + 30^\circ \\
 \theta_7 &= \theta_{7home} + 10^\circ
 \end{aligned} \tag{7.1}$$

La base du préhenseur représentée sur la Figure 7.2(a) est composée de deux éléments identiques sur laquelle viennent se fixer les 3 doigts et les 3 muscles pneumatiques (Figure 7.3).

Les liaisons pivots du système sphérique présenté sur la Figure 7.2(b) encadrent les liaisons MCP et PIP. En raison de contraintes d'encombrement, elles sont en retrait par rapport aux autres liaisons qui forment la structure de contact du doigt sous-actionné de la Figure 7.2(b), ce retrait impacte la largeur du doigt. Or, lors de l'abduction, pour obtenir une préhension prismatique, les phalanges intermédiaires et digitales se rapprochent. Il est donc important de limiter la largeur des doigts pour ne pas risquer des collisions entre les doigts.

La Figure 7.3 montre la fixation du muscle pneumatique sur la base par l'intermédiaire de trois liaisons pivots concourantes qui forment une liaison rotule. Le muscle est connecté



FIGURE 7.3 – (a) : Fixation du muscle pneumatique en liaison rotule sur la base de la main, (b) : Fixation du muscle pneumatique en liaison cardan sur le doigt.

à son autre extrémité au système d'activation du doigt par une liaison cardan. Les deux degrés de liberté de cette liaison ont des amplitudes de mouvement très différentes : l'un est lié au mouvement du doigt de flexion et à une course plus importante, c'est ce mouvement qui dimensionne la liaison cardan. On peut noter que cette dernière liaison pourrait aussi être réalisée par une liaison rotule. Le degré de liberté créé serait un degré de liberté interne en rotation sur l'axe de symétrie du muscle pneumatique.

Les liaisons les plus difficiles à concevoir sont celles des liaisons mécaniques au niveau des jonctions MCP et PIP. La Figure 7.4b montre la liaison mécanique qui lie la base à la phalange proximale par deux axes avec au centre la liaison cardan du système d'activation. L'amplitude demandée en flexion impose le plus de contraintes. La Figure 7.4 présente l'ensemble des liaisons cinématiques qui composent la liaison PIP du doigt. Au centre de la jonction PIP, on trouve une liaison sphérique entre l'élément A_2 du système d'activation et l'élément O_3O_4 du système sphérique. Cette liaison est équivalente à la liaison cardan présentée sur la Figure 3.1, le degré de liberté étant bloqué par le système sphérique. On trouve ensuite deux liaisons pivots symétriques qui encadrent la liaison rotule, formant la liaison entre l'élément O_3O_4 et la phalange intermédiaire.

Enfin, les liaisons du système d'activation et la liaison DIP sont présentées sur la Figure 7.5. Ces connexions développent peu de contraintes et ne sont donc pas difficiles à concevoir.

L'expérience montre que les éléments les plus sensibles sont

- l'élément P_2P_3 liant le muscle au reste du système d'activation car il est soumis à des forces importantes et que sa conception est contrainte par le cardan de la liaison MCP ;
- l'ensemble des liaisons mécaniques de la jonction PIP car les contraintes d'encombrement sont importantes ;



FIGURE 7.4 – (a) : Liaison PIP et (b) : Liaison MCP.

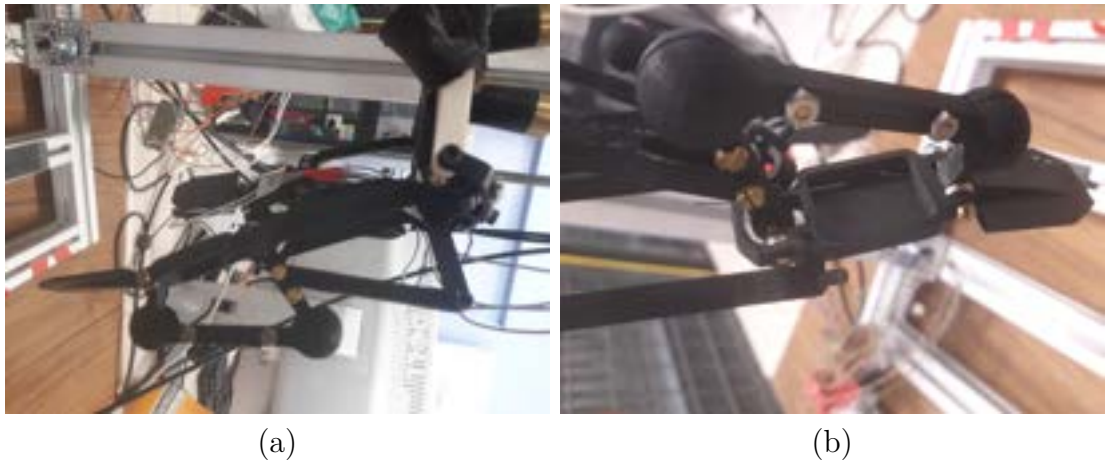


FIGURE 7.5 – (a) : Système d'activation de la phalange proximale et intermédiaire, (b) : Liaison DIP et liaison PIP.

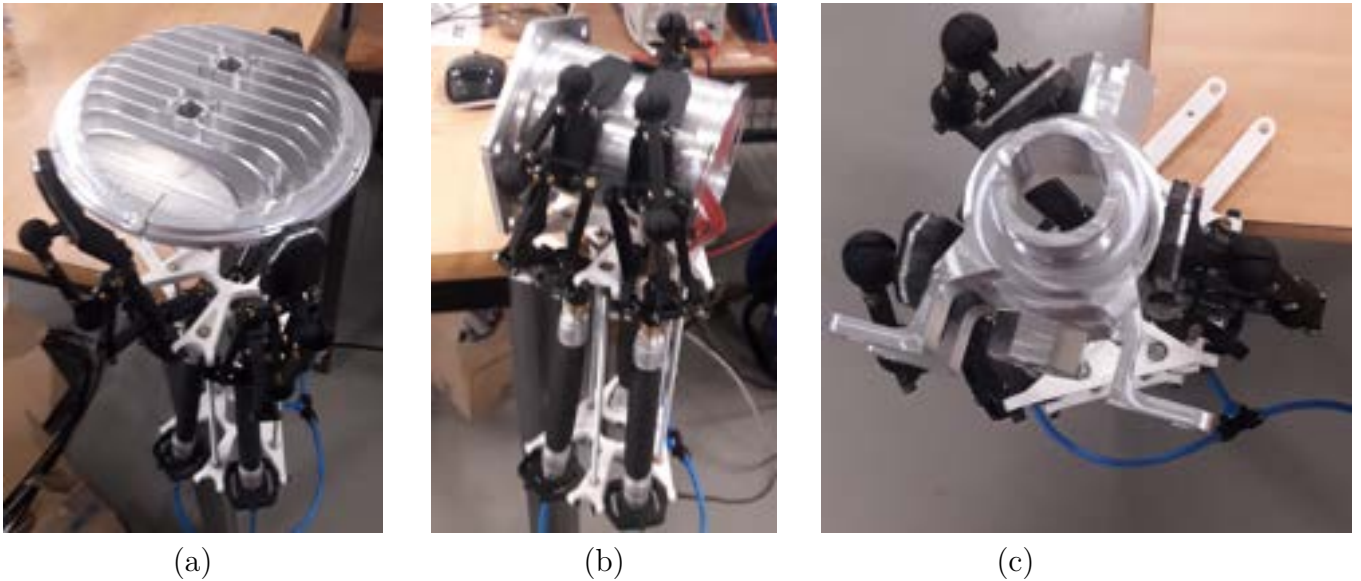


FIGURE 7.6 – (a) Préhension sphérique, (b) préhension cylindrique et (c) préhension partiellement sphérique et partiellement cylindrique, réalisées avec un actionnement en boucle ouverte des 3 muscles pneumatiques.

- l'élément O_7P_8 qui est soumis à des forces importantes lors de préhensions réalisées uniquement sur la phalange digitale.

7.3 Validation des capacités de préhension

Le prototype est testé avec les pièces présentées dans la Section 1. Ces tests sont faits dans un premier temps en boucle ouverte avec une seule alimentation en pression pour les trois muscles pneumatiques comme présentés en Section 6.

Les expérimentations permettent de valider la préhension cylindrique sur la pièce n°1 (Figure 7.6(a)), et la préhension sphérique sur la pièce n°3 (Figure 7.6(b)) mais aussi une préhension avec un doigt en abduction sphérique et un doigt en abduction cylindrique sur la pièce n°7 (Figure 7.6(c)). Ces trois cas permettent de valider la capacité d'abduction de la cinématique. Ce prototype est capable de faire une préhension sphérique de 50 à 140Ømm et une préhension prismatique de 15 à 140mm. Il existe donc des limitations sur les petits diamètres extrudés et les nervures que l'on peut trouver sur la sélection de pièces de la Section 1.2.

Il est important de pouvoir prendre un large éventail de pièces, mais aussi d'être capable de réaliser plusieurs préhensions différentes sur chaque pièce afin de s'affranchir des contraintes externes imposées au préhenseur, comme l'encombrement ou l'orientation de l'objet avant la préhension. Cela est illustré avec les pièces n°2 et n°8 (Figure 7.7) et la préhension dans trois différentes orientations. Dans ces deux cas, quelle que soit

TABLE 7.2 – Préhensions réalisées

Pièce	1	2	3	4	5	6	7	8	9	9'	10	11
Préhension	1, 12	1, 8, 12	8, 12	8, 12	8	8	8, 12	8, 12	8, 14	8, 14	8	(8)

l'orientation en fin d'usinage, la préhension peut être réalisée.

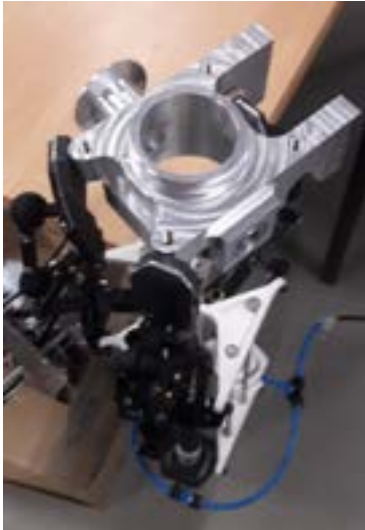
On peut ainsi valider la préhension pour les autres pièces de la sélection (Figure 7.8) hormis pour la pièce n°11. En effet, la cinématique est validée pour une préhension (voir figure 7.9), mais la masse importante de la pièce interdit toute élévation par le préhenseur sans glissement de la pièce. Pour soulever cette pièce, il faudrait un préhenseur plus rigide pour transmettre des efforts plus importants.

Dans le Tableau 7.2 sont référencées les préhensions réalisées avec le prototype que l'on peut comparer avec le Tableau 2.3 des préhensions réalisées avec une main humaine sur ce set de pièces présenté dans la Section 1. La présence de seulement 3 doigts sur le prototype réduit les préhensions possibles mais toutes les préhensions qui utilisent 3 doigts sont réalisables. La principale limitation apparaît pour la préhension d'éléments de faible dimension en préhension fine où la main humaine, par son adaptabilité, est supérieure. Par ailleurs, les conditions de frottement et de glissement impactent fortement le comportement des doigts en abduction. Il est donc important d'adapter la surface des doigts aux pièces que l'on souhaite saisir. Ici cela n'a pas posé de problème car les pièces à saisir ont des caractéristiques de frottement similaires.

7.4 Introduction au contrôle des muscles pneumatiques de Mckibben

Le choix d'un préhenseur actionné par un muscle pneumatique de Mckibben a été fait dans la Section 6.

Or, peu de contributions ont été portées concernant le contrôle des muscles artificiels pneumatiques (PAM) utilisés comme actionneurs [44], [45] pour l'actionnement de mains robotiques. La méthode standard de Ziegler-Nichols a été proposée dans [46] pour régler un contrôleur PID dans le but de contrôler la position de l'extrémité du muscle. De même, un contrôleur PID réglé par la méthode du recuit simulé a été proposé dans [47] pour là aussi contrôler le positionnement. Dans [48], un contrôle PID expérimental basé sur un modèle d'hystérésis spécifique a été proposé. De telles stratégies nécessitent l'identification d'un modèle. Ainsi, une commande basée sur l'auto-identification et utilisant des réseaux de neurones a été proposée dans [49]-[52]. Une contribution récente utilisant une modélisation de l'identification basée sur une boîte grise à l'aide de réseaux de neurones et d'une commande par mode glissant a été proposée dans [53]. Toute les commandes énoncées ci-dessus nécessitent une identification ou une modélisation qui peut s'avérer complexe. Par la suite, une approche différente est explorée avec un schéma de commande dit "sans



Pièce n°2 préhension 1. Pièce n°2 Préhension 2. Pièce n°2 Préhension 3.



Pièce n°8 préhension 1. Pièce n°8 Préhension 2. Pièce n°8 Préhension 3.

FIGURE 7.7 – Tests de préhension multiple pour les pièces 2 et 8.



Pièce n°4



Pièce n°5



Pièce n°6



Pièce n°9



Pièce n°9'



Pièce n°10

FIGURE 7.8 – Préhension des pièces 4, 5, 6, 9 et 10.



FIGURE 7.9 – Préhension de la pièce n°11.

modèle" [43] dans le but de limiter les besoins d'identification et de modélisation du système.

7.5 Banc d'essai à un doigt : contrôle d'un muscle

Dans un premier temps afin de s'assurer de la capacité à contrôler le muscle pneumatique dans un contexte de préhension d'objet, la stratégie de contrôle est implémentée sur un banc d'essai à un doigt simple à un degré de liberté activé par un seul muscle pneumatique.

Pour surmonter la difficulté de la modélisation, une stratégie basée sur l'approche de commande sans modèle [43] est proposée avec comme objectif final, la préhension d'une grande variété d'objets tout en limitant le processus d'identification.

L'approche de commande sans modèle [54] peut être considérée comme une alternative aux lois classiques que sont les PI et PID, qui, formellement, s'appuient sur des modèles de comportement. En effet, elle ne nécessite aucune connaissance préalable de l'installation et sa mise au point est simple.

Cette approche a démontré son utilité dans de nombreuses applications [43], [55], [56], y compris en présence de non-linéarités et de propriétés variant dans le temps. Ainsi, cette approche a été appliquée au contrôle de la position de quadrirotors [57], [58] ou à des systèmes de positionnement de machines-outils [59](liste non exhaustive). Ce type d'approche est efficace en temps de calcul, facilement déployable même sur de petits dispositifs embarqués, et elle peut être implémentée en temps réel puisqu'elle nécessite que des calculs très légers.

La description des différentes phases de fonctionnement du système étudié est faite dans cette section et détaillée dans la Figure 7.10. Ces phases vont permettre de définir les objectifs de contrôle.

Phase de commande de la fermeture. Dans cette phase, l'objectif est de capturer une pièce. Cette étape est divisée en deux sous-phases distinctes :

- *Phase 1* : déplacement du doigt vers l'objet en contrôlant sa vitesse ;
- *Phase 2* : contact avec l'objet maintenu sous un effort constant et contrôlé.

En phase 1, le mouvement est le plus rapide possible alors qu'en phase 2, l'objectif est d'atteindre une cible en force sans dépassement, notamment lors de la phase de contact. Cette contrainte impose de limiter la vitesse de la phase 1 en fonction de l'effort de référence attendu. Ici, la relation entre la vitesse et la référence d'effort est choisie comme une relation linéaire et est fixée par une différence de gain, de sorte que la vitesse d'approche du doigt ne génère pas de dépassement de force lors du contact.

Comme écrit précédemment, dans la première phase, l'objectif est d'atteindre une force donnée sans dépassement. Plus la cible d'effort est élevée, plus la vitesse est élevée. Dans notre cas, cette relation entre la vitesse et la cible de force est linéaire et fixe, de sorte qu'il n'y a pas de dépassement sur la cible de force.

Contrôle de l'ouverture de la main L'ouverture de la pince doit être contrôlée en position car l'un des objectifs de la pince sera de placer les objets correctement, proches

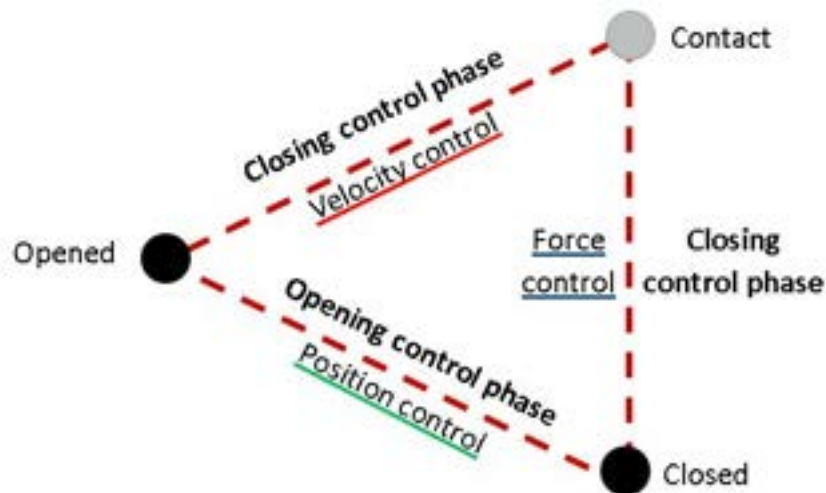


FIGURE 7.10 – Phases de contrôle entre les positions ouverte et fermée.

les uns des autres, sans toucher les objets qui l’entourent. Ceci amène à la phase 3.

- *Phase 3* : ouverture du doigt, perte de contact, et stabilisation de la position à une valeur donnée.

7.5.1 Stratégies de commande pour les phases de fermeture et d’ouverture

L’objectif ici est de décrire les architectures de contrôle permettant la mise en oeuvre des phases 1 et 2 précédemment décrites. La première solution consiste à utiliser un schéma existant [39], [40] incluant une détection de contact aboutissant à une structure de contrôle hybride (Figure 7.11) : en effet, on passe d’une commande en vitesse (phase 1) à une commande en effort (phase 2). La commutation entre les deux commandes est faite lorsque le contact est détecté. D’un point de vue pratique, il faut noter que la détection du contact (via un seuil de l’effort) doit être réactive avec un niveau de détection bas. Cependant, si ce niveau est trop bas, une erreur de prise de mesure par le capteur ou la présence de bruit de mesure peuvent déclencher une fausse détection.

Ensuite, il est possible que la pièce bouge dans la préhension avant d’être immobilisée dans la pince. Ce mouvement peut créer une perte de contact et doit être détectée pour appliquer la loi de commande en vitesse de la phase 1. Les gains G_1 et G_2 (Figure 7.11) sont des gains de mise à l’échelle des signaux de mesures entre la vitesse et la force.

Pour ajuster le gain G_1 , on considère les contraintes lors du contact. En effet la vitesse d’approche du doigt influence l’effort généré par l’impact avec la pièce. Le gain G_1 est ainsi réglé pour obtenir la vitesse maximale d’approche possible sans dépasser la consigne souhaitée en effort. Il faut noter que l’utilisation d’une approche de contrôle hybride rend la preuve de stabilité plus complexe.

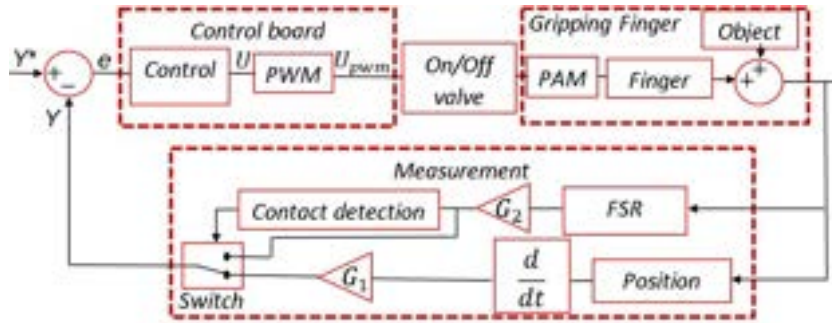


FIGURE 7.11 – Schéma hybride pour le passage de la phases 1 d’approche à la phase 2 de saisie.

Fermeture avec une architecture continue Une alternative est l’utilisation d’une référence unique, définie comme une combinaison des signaux de vitesse et de force permettant d’éviter la détection de contact (voir Figure 7.12). L’approche repose sur le principe suivant : dans la phase 1, la force est proche de zéro équation (7.2).

$$y = G_1\dot{\theta} + G_2f \equiv y = G_1\dot{\theta} \quad (7.2)$$

Où $\dot{\theta}$ est la vitesse angulaire mesurée et f la force mesurée. A contrario dans la phase 2, c’est l’inverse : la vitesse est proche de zéro équation (7.3).

$$y = G_1\dot{\theta} + G_2f \equiv y = G_2f \quad (7.3)$$

La transition entre les deux phases est déterminée par la rigidité du système : plus le système présente des souplesses plus va apparaître un phase où il y a un effort et une vitesse non nuls à l’inverse, avec un système rigide, cette phase n’existe pas.

Les phases 1 et 2, dont le but est d’accrocher l’objet et de maintenir l’effort, sont toutes deux basées sur une même référence, ce qui consiste à assembler la vitesse et l’effort dans une même référence tout en passant du contrôle de la vitesse au contrôle de l’effort une fois le contact établi avec l’objet.

Ouverture avec un contrôle de la position angulaire. : La phase 3 consiste à ouvrir le doigt afin rompre le contact avec l’objet tout en contrôlant la position du doigt. Dans la phase 3, la référence bascule vers une nouvelle référence en position. La Figure 7.13 présente le schéma de commande en boucle fermée correspondant.

Maintenant que les architectures de contrôle des différentes phases sont établies, il convient de définir la nature de l’algorithme de contrôle mis en oeuvre. Cela sera fait dans la suite de ce mémoire, en basant cet algorithme sur une approche de “Modele free controle”.

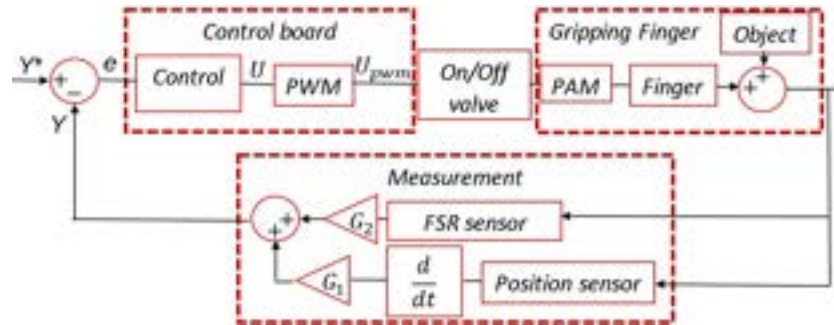


FIGURE 7.12 – Schéma avec une somme des signaux de mesures pour attendre une consigne unique pour les phases d’approche 1 puis de saisie (2).

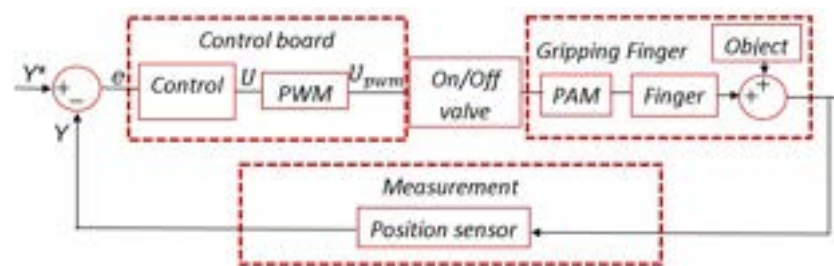


FIGURE 7.13 – Schéma en boucle fermée pour la phase 3 d’ouverture avec un contrôle en position.

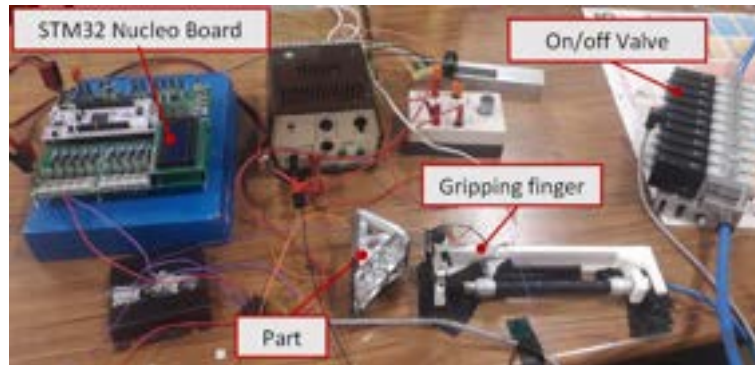


FIGURE 7.14 – Banc d’essai avec un doigt.

7.5.2 Dispositif expérimental

Dans cette section, le dispositif expérimental utilisé pour évaluer les performances des schémas de contrôle proposés est présenté. Il faut noter que ce dispositif a été conçu comme une étape préliminaire, l’objectif étant finalement de proposer un schéma de commande pour un préhenseur multi-doigts [60]. Ce futur système équipera un robot industriel : c’est pourquoi seuls des capteurs disponibles sur le marché ont été utilisés.

Banc de test

Le banc d’essai présenté dans cette section (Figure 7.14) a été développé afin d’évaluer des solutions pour le contrôle d’un seul doigt de préhension, ceci permettant de ne pas avoir à gérer les interactions entre les doigts pendant une prise et ainsi de se concentrer uniquement sur l’enchaînement des phases 1, 2 et 3.

Le dispositif (Figure 7.15) est constitué d’un muscle pneumatique Mckibben (Festo DMSP-10-130N-AM-CM) qui agit sur θ , l’angle entre le doigt de préhension et le châssis. Le retour du doigt à sa position initiale est assuré par la rigidité du muscle pneumatique au repos. Les pièces sont en aluminium usiné tandis que la surface de préhension est en polymère (Figure ??), ce qui réduit la raideur du contact et augmente le coefficient de frottement.

Vanne tout ou rien.

L’entrée de la commande envoie un signal sur un système type PWM qui pilote l’électrovanne tout ou rien 5/2, cette dernière agissant sur la pression dans le muscle de Mckibben. La vanne est commandée en tout ou rien, impliquant donc la conversion du signal de commande en un rapport cyclique. Ce rapport cyclique est compris entre 0,5 et 1 : en effet, en dessous de 0,5, la pression n’est pas maintenue dans le muscle. En raison de la dynamique du PAM, avec une fréquence de coupure de 150 Hz, les valves sont pilotées à une fréquence constante de 200 Hz.

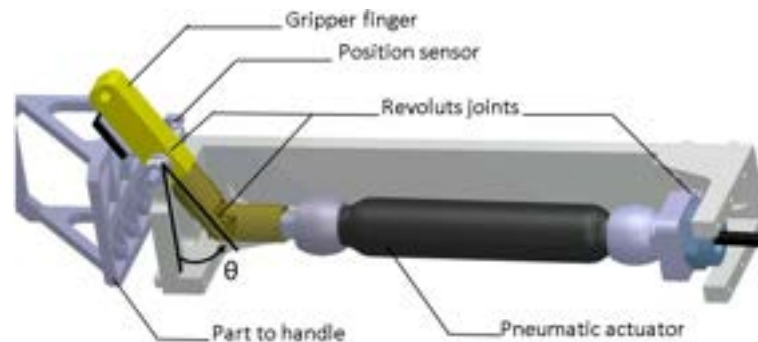


FIGURE 7.15 – Modèle CAO du doigt avec un muscle pneumatique.

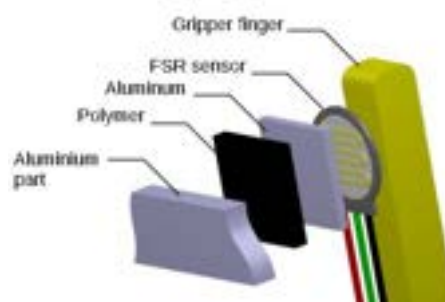


FIGURE 7.16 – Modèle CAO de la surface de contact.

Mesure.

La mesure est assurée par deux capteurs : un capteur d'angle (Magnetic Encoder RLS RM08) intégré dans l'axe de rotation du doigt et un capteur de force FSR (IE FSR X 402) entre la surface de contact polymère/aluminium et le doigt (Fig. 7.16). Ces deux capteurs renvoient des signaux analogiques 0-5V. Ces derniers sont filtrés à l'aide d'un filtre Butterworth standard 20 Hz-quatrième ordre.

Electronique de commande.

La commande est réalisée grâce à une carte STM32 Nucleo H742ZI2 permettant une acquisition ADC 16 bits ainsi que la possibilité de suivre les signaux en temps. Si la valve est pilotée à une fréquence de 200 Hz, la commande quant à elle mise à jour à une fréquence plus importante de 20 kHz. Le signal de mesure acquis par la carte Nucleo est échantillonné à une fréquence 20 kHz.

7.5.3 Rappels sur la commande sans modèle [43] [61]

Comme précisé précédemment, l'objectif est de proposer un schéma de commande qui nécessitant un effort très réduit pour l'identification/modélisation tout en assurant des performances élevées en terme de précision et de robustesse. Une solution est l'approche

dite de “model-free control” [43]. Son intérêt a été démontrée dans de nombreuses situations, notamment lorsque la modélisation d’un système est difficile ; en effet les contrôleurs proposés dans ce contexte sont plus aisés à mettre en œuvre et à régler que les contrôleurs standard PID (voir, par exemple, [62]).

Le modèle ultra-local.

Les idées principales de la commande sans modèle sont expliquées ci-après. Cette approche est basée sur un modèle ultra-local dans le sens où il est bien adapté pendant un temps très court. Basé sur ce modèle, une loi de commande linéaire est conçue. Un point-clé doit être la capacité du contrôleur à s’adapter à l’évolution du modèle ultra-local étant donné que l’information disponible est très réduite. La description dynamique du système à commander est donnée par le modèle ultra-local suivant d’ordre 1

$$\boxed{\dot{y} = F + \alpha U} \quad (7.4)$$

où

- y et U sont respectivement l’entrée de commande et la sortie du système ;
- \dot{y} désigne la dynamique de y ;
- la constante $\alpha \in \mathbb{R}$ est choisie par l’utilisateur de telle sorte que \dot{y} et αu soient de même grandeur. Néanmoins, il n’est pas nécessaire d’estimer précisément α .

Comme mentionné précédemment, l’équation (7.4) n’est valable que pendant un court laps de temps, d’où le terme *ultra-local*.

Conception de la loi de commande.

En guise d’introduction, en supposant que F est parfaitement connue, on considère la loi de commande suivante ;

$$\boxed{U = -\frac{F - \dot{y}^* + K_P e}{\alpha}} \quad (7.5)$$

où

- y^* est la trajectoire de référence de la sortie ;
- $e = y - y^*$ est l’erreur de poursuite ;
- $K_P > 0$ est un gain de réglage habituel.

Dans ce cas, le comportement de la sortie en boucle fermée est régi par l’équation suivante

$$\dot{y} = \dot{y}^* - K_P e \quad (7.6)$$

ce qui donne $\dot{e} = -K_P e$. Cependant, F n’est pas disponible ce qui oblige à considérer une autre stratégie de contrôle. Et étant donné que la loi de commande sera implémentée en temps discret, on considère ici une description discrète de la dynamique de y . Ainsi à l’instant $t = kT_e$, T_e étant la période d’échantillonnage, on a

$$\left. \frac{dy}{dt} \right|_k = F_k + \alpha U_k \quad (7.7)$$

Pour que la commande u_k soit déterminée, une solution dite “intelligente” [63] est donnée par (on suppose que la trajectoire de référence y^* est bien connue)

$$U_k = U_{k-1} - \frac{1}{\alpha} \left(\left. \frac{dy}{dt} \right|_{k-1} - \left. \frac{dy^*}{dt} \right|_k \right) - K_p(y|_k - y^*|_k) \quad (7.8)$$

En considérant le modèle ultra-local à l’instant $t = (k - 1)T_e$, On a

$$\left. \frac{dy}{dt} \right|_{k-1} = F_{k-1} + \alpha u_{k-1} \quad (7.9)$$

On obtient

$$U_{k-1} = \frac{1}{\alpha} \left(\left. \frac{dy}{dt} \right|_{k-1} - F_{k-1} \right) \quad (7.10)$$

En remplaçant (7.10) dans (7.8), et en appliquant ce dernier à (7.7), on obtient

$$\left. \frac{dy}{dt} \right|_k - \left. \frac{dy^*}{dt} \right|_k = -\alpha K_p(y|_k - y^*|_k) + F_k - F_{k-1} \quad (7.11)$$

Cette dynamique est stable si le terme $F_k - F_{k-1}$ est suffisamment petit. On peut faire l’hypothèse suivante : le modèle ultra-local n’est valable que sur un temps très court pendant lequel la perturbation a très peu évolué. Cela a pour conséquence que $F_k \approx F_{k-1}$: de ce fait, l’équation (7.11) est stable, et donc $y \rightarrow y^*$.

Remarques .

- La présence de u_{k-1} dans la définition de u_k permet, de façon indirecte, de prendre en compte le terme inconnu F_{k-1} .
- La loi de commande (7.8) nécessite la dérivée temporelle de y . Cette dernière est obtenue en utilisant ici un différentiateur basé sur la méthode d’Euler. Bien entendu, d’autres méthodes de différentiation peuvent être utilisées.

Dans cette section le choix d’un contrôle sans modèle est fait à défaut d’avoir un modèle dynamique pour le doigt sous-actionné et du fait des difficultés pour l’identification des paramètres en l’absence de données sur les contacts entre le doigt et la pièce.

Application : suivi de la position du doigt.

Afin d’illustrer l’approche de la commande sans modèle, on considère ici le suivi de la position angulaire¹ du doigt actionné par le muscle pneumatique : la sortie y du système

1. Ce cas est similaire à la phase 3 (voir Figure 7.13).

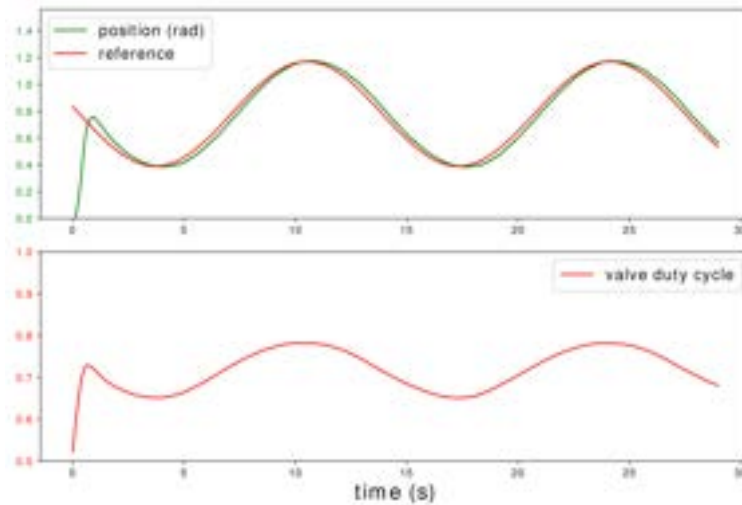


FIGURE 7.17 – Suivi d’une référence sinusoïdale.

est donc la position angulaire du doigt avec comme référence y^* une sinusoïde. La commande U pilote le signal envoyé aux électrovannes via la PWM. La stratégie de commande proposée évite l’étape fastidieuse de développement des modèles mathématiques du doigt et du muscle pneumatique, [64] grâce à un modèle “phénoménologique” et ultra-local valable uniquement sur une courte période de temps. Le terme F (7.4) inclut toutes les incertitudes, perturbations et erreurs de modélisation.

Une expérimentation de la commande en position sur le banc d’essai est réalisée, la Figure 7.17 présente la position du doigt et sa référence, avec les coefficients de (7.8) définie par $\alpha = 30$ et $K_p = 8$. Le choix de ces paramètres a été fait afin d’obtenir le meilleur comportement en poursuite du système en boucle fermée. Il est clair que le suivi de trajectoire est efficace, mais un retard apparaît, probablement dû à la définition même de la loi de commande (certaines améliorations pourraient être obtenues en utilisant un différentiateur plus efficace). Cependant, les performances sont bonnes étant donné qu’aucun modèle n’a été écrit.

7.5.4 Résultats expérimentaux

L’enjeu de cette section est d’évaluer les performances de l’approche sans modèle, pour les différentes phases (Phases 1,2,3 définies dans le paragraphe 7.5.1). Le dispositif expérimental est décrit dans la Section 7.5.2. Il en ressort que la stratégie de contrôle est appliquée, selon les schémas en boucle fermée suivants.

- *Schéma hybride en boucle fermée-Phases 1 et 2.* (Figure 7.11). Dans ce cas, la sortie du système y est soit la vitesse angulaire du doigt, soit la force générée par le contact (avec θ la position angulaire du doigt et f la force détectée par le doigt)

$$y = \begin{cases} G_1\dot{\theta} & \text{lorsqu'il n'y a pas de contact} \\ G_2f & \text{quand il y a contact} \end{cases} \quad (7.12)$$

- *Schéma de commande en boucle fermée avec une seule référence-Phases 1 et 2.* (Figure 7.12). Dans ce cas, la sortie du système y est une composition entre la vitesse angulaire $\dot{\theta}$ et la force f soit

$$y = G_1\dot{\theta} + G_2f \quad (7.13)$$

- *Schéma en boucle fermée pour l'ouverture-Phase 3.* (Figure 7.13). Dans ce cas, la sortie du système y est la position angulaire θ soit

$$y = \theta \quad (7.14)$$

Le but de l'expérimentation est d'évaluer les performances de la commande du système en boucle fermée : afin de ne pas générer de discontinuité dans la position à atteindre par le système, la courbe de référence est construite à partir de sigmoïdes dont le point de départ est le dernier état du système avant l'activation de la phase 3 de commande.

Trois scénarios ont été utilisés pour réaliser toutes les étapes affichées par la figure 7.10 :

- **Scénario 1** (Figure 7.18). Ce scénario évalue le contrôleur en considérant la sortie (7.12) : suivi de la trajectoire de référence de la vitesse angulaire $\dot{\theta}$ (ligne jaune pointillée) ; puis, après détection du contact, suivi de la la trajectoire de référence de la force f (ligne jaune pleine) ; puis, pour la phase d'ouverture, suivi de la trajectoire de référence de la position angulaire θ (ligne jaune pointillée). La force de référence est fixée à 20 N ;
- **Scénario 2** (Fig. 7.19). Ce scénario évalue le contrôleur en considérant la sortie (7.13) : suivi d'une référence composée de la vitesse angulaire $\dot{\theta}$ et de la force f (ligne jaune pleine) ; puis, pour la phase d'ouverture, suivi de la trajectoire de référence de la position angulaire θ (ligne jaune pointillée). La force de référence est fixée à 15 N ;
- **Scénario 3** (Fig. 7.20). Ce scénario est similaire au scénario 2, avec une référence de force fixée à 25 N. Ce scénario permet d'évaluer l'impact de la valeur de la consigne en effort sur la réponse du système.

Pour les trois scénarios, la phase d'ouverture commence à $t = 14.5 \text{ sec}^2$, la référence de position étant définie pour atteindre $\theta = 0.4 \text{ rad}$. Les paramètres de contrôle ont été réglés afin d'obtenir les meilleures performances (compromis entre robustesse, précision, comportement transitoire) : $\alpha = 0, 1$, $K_p = 1, 2$. Les gains d'échelle G_1 et G_2 sont définis par $G_1 = 58.3 \text{ s.rad}^{-1}$ et $G_2 = 1 \text{ N}^{-1}$ et sont utilisés pour les phases 1 et 2. Pour la phase de commande d'ouverture, les paramètres sont fixés à $\alpha = 1$ et $K_p = 4, 8$.

Pour chaque scénario, la commande force le doigt à s'approcher de l'objet, la première (partie de) référence consistant à piloter la vitesse alors qu'il n'y a aucun effort. Il apparaît

2. Dans les figures 7.18-7.19-7.20, les changements de courbe dans la consigne sont indiqué par un trait noir pointillé vertical.

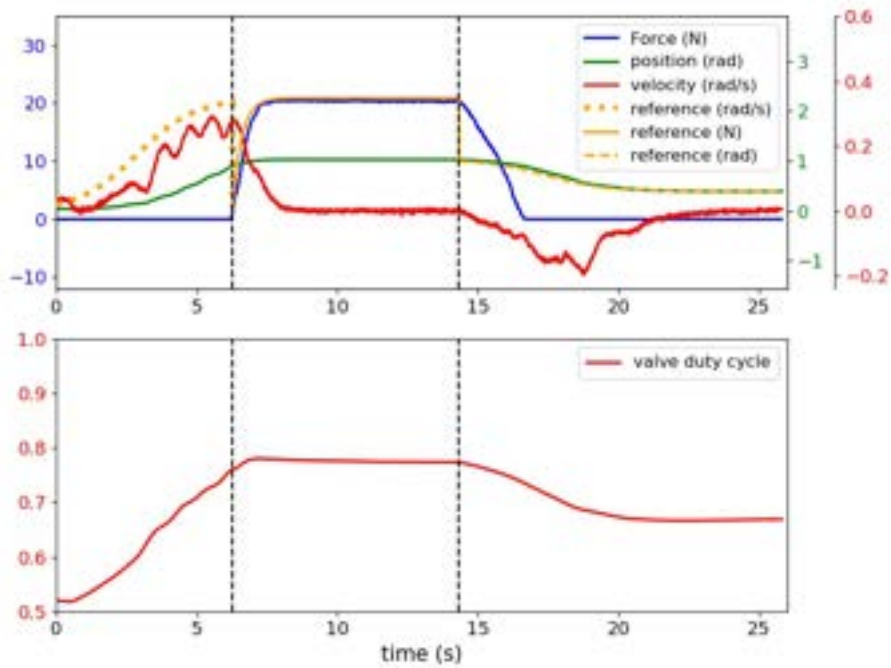


FIGURE 7.18 – **Scénario 1** : Résultats expérimentaux avec une référence de force fixée à 20 N et détection des contacts.

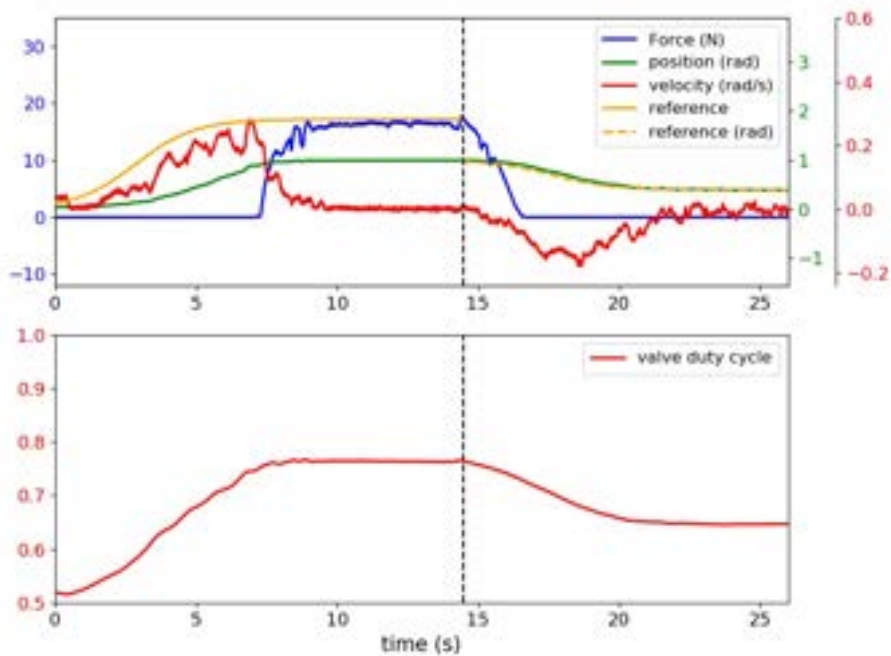


FIGURE 7.19 – **Scénario 2** : Résultats expérimentaux avec une force de référence=15 N sans détection de contact.

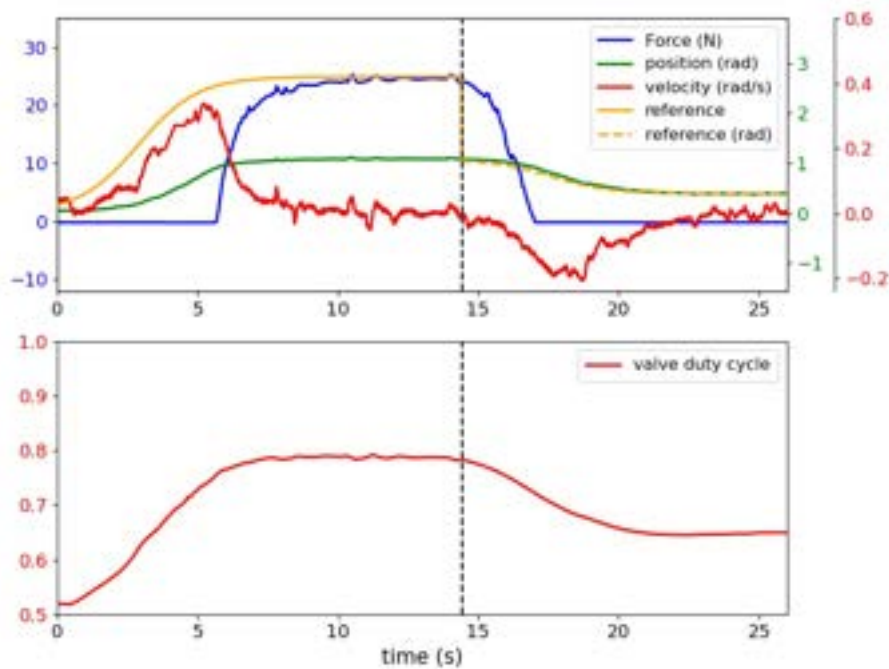


FIGURE 7.20 – **Scénario 3** : Résultats expérimentaux avec une référence de force=25 N sans détection de contact.

que, dans les deux cas, la poursuite de la trajectoire n'est pas très précise, le signal de sortie oscillant (lignes rouges pleines). On peut néanmoins noter que cela n'est pas critique pour les applications visées car l'objectif n'est pas de suivre précisément une trajectoire de référence en vitesse, mais de garantir le contact avec l'objet avec une vitesse suffisamment faible pour éviter un dépassement en effort. Cependant, un suivi de vitesse plus fiable permettrait d'atteindre une vitesse de déplacement plus élevée en réduisant la marge de sécurité utilisée pour définir la vitesse maximale d'approche du doigt.

Une fois le contact avec l'objet établi, l'effort atteint la référence dans les trois scénarios (lignes bleues pleines). Cependant, dans les scénarios 2 et 3, il apparaît que la force présente des variations plus importantes que dans le scénario 1.

Cela est dû au fait que la référence pour les scénarios 2 et 3 dépend également du signal de vitesse dérivé de la mesure de position. Ce fait, couplé à un capteur de position à faible coût, introduit du bruit dans la commande et donc des oscillations. Cependant, on peut rappeler que l'approche hybride du scénario 1 nécessiterait une preuve de stabilité précise due au caractère hybride de la commande ce qui est complexe. Le couplage entre la commande en vitesse et en force a d'autres effets comme le temps de réponse à la consigne de force : dans les scénarios 2 et 3, il est plus important qu'avec la détection de contact. Cependant, la conception d'un banc d'essai plus rigide pourrait réduire ce temps de réponse mais imposerait une vitesse de déplacement plus faible afin de ne pas dépasser l'effort au contact. Enfin, dans la phase 3, le contrôle permet un suivi efficace

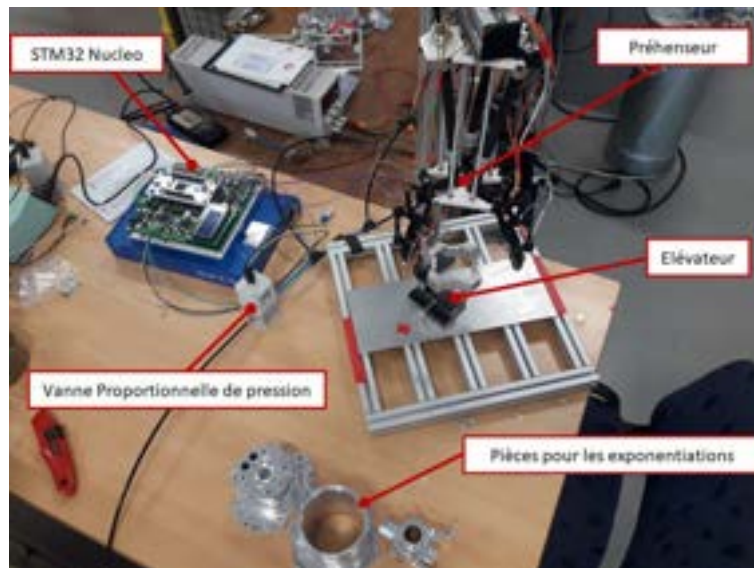


FIGURE 7.21 – Configuration expérimentale pour la main à trois doigts

(lignes vertes pleines après la détection).

7.6 Contrôle d'un prototype de préhenseur à trois doigts

Dans ce paragraphe, sont présentés les premiers résultats de contrôle de la main à 3 doigts.

Maquette

Le préhenseur équipé des 3 doigts (voir Figure 7.1) est monté sur une potence orientée vers le bas qui le place au-dessus de la pièce à saisir Figure 7.21. Une fois la pièce saisie, l'élévateur est abaissé pour reproduire une préhension libre avec uniquement la pièce en contact avec les différents éléments du préhenseur.

7.6.1 Configuration expérimentale

Dans cette section, le contrôle du prototype présenté en section 7.2 est évalué expérimentalement. Seuls des capteurs d'effort sur les phalanges digitales et intermédiaires peuvent être intégrés au prototype ce qui a obligé à développer une stratégie de contrôle en effort uniquement sans contrôle de la phase d'approche de l'objet.



FIGURE 7.22 – Intégration des capteurs d’effort dans la phalange digitale

Vanne proportionnelle de pression

Le signal de la commande est envoyé à une électrovanne proportionnelle de pression VPPE du fabricant Festo qui transmet une pression aux 3 muscles de Mckibbens équipant la main. La vanne est commandée par un signal 4 – 20mA avec 100 points de résolution.

Mesure des efforts de contact

La mesure de la force est assurée de manière similaire à la plate-forme d’essai avec un seul doigt (voir Figure 7.16). Cependant, pour des contraintes de stabilité mécanique de la surface de contact, deux capteurs de forces FSR (IE FSR X 402) sont utilisés entre la surface de contact polymère/aluminium et le doigt (Figure 7.22). Ces deux capteurs renvoient des signaux analogiques 0-5V qui sont sommés pour former le signal de contact. Ce dernier est filtré à l’aide d’un filtre Butterworth standard 20 Hz-quatrième ordre.

Matériel de commande

Le contrôle est géré grâce à la même carte STM32 Nucleo H742ZI2 permettant une acquisition ADC 16 bits. Le contrôle est mis à jour à 20 kHz ; le signal de mesure est acquis par la carte Nucleo pour être utilisé comme un signal d’entrée de la commande échantillonnée à 20 kHz.

7.6.2 Résultats expérimentaux

La capacité à commander en effort le préhenseur est testé dans différentes configurations de préhension ainsi que comme présenté dans la littérature [19] avec un oeuf.

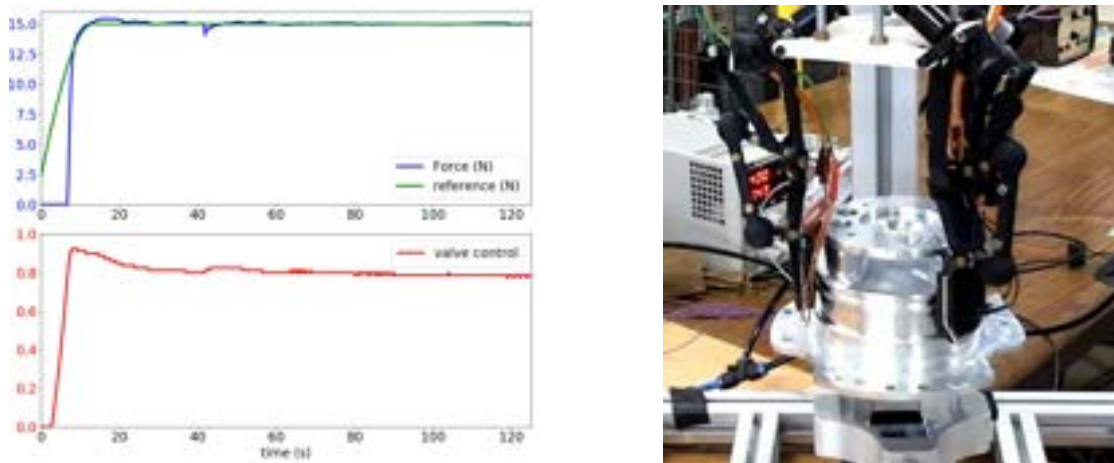


FIGURE 7.23 – **Scénario 1** : Résultats expérimentaux de la préhension sphérique avec une référence de force=15 N.

- **Scénario 1** (Figure 7.23) : Dans la première situation, la pièce n°2 est saisie avec une préhension sphérique. Pour permettre une préhension complète, l'effort est fixé à 15 N et le support de la pièce est retiré à 43 s.
- **Scénario 2** (Figure 7.24) : Dans le deuxième scénario, la pièce n°1 est saisie en préhension prismatique ; comme pour la préhension précédente, l'effort est fixé à 15 N et le support de la pièce est retiré à 78 s.
- **Scénario 3** (Figure 7.25) : Dans ce scénario, un oeuf est saisi par les trois doigts avec une force de 4 N et le support de la pièce est retiré à 44 s.

L'absence de contrôle de la vitesse lors de la phase d'approche ne permet pas un contrôle fin de l'effort lors du contact, ce qui crée un dépassement de la consigne d'effort dans les trois cas. Le retrait du support génère une perturbation qui se matérialise aussi bien par une réduction ou une augmentation de l'effort. Dans les trois cas, cette perturbation est rejetée même si, dans le scénario 2, la saturation de la pression pneumatique a pour effet que la consigne n'est atteinte qu'après 17 s. L'asservissement a un meilleur suivi de la consigne lorsque l'objet est en préhension libre. La faible rigidité du prototype limite une analyse plus fine des résultats car le contact entre le doigt et la pièce est amorti et il est impossible de transmettre des efforts importants. Néanmoins, ces premiers essais permettent de monter la faisabilité de l'approche et la pertinence de l'architecture de contrôle.

7.7 Conclusion et remarques

Dans ce chapitre, la réalisation d'un prototype de la main à trois doigts ont été décrite. La réalisation de ce prototype a permis de valider le cahier des charges avec, dans un premier temps, une commande en boucle ouverte. Un travail exploratoire a été réalisé sur

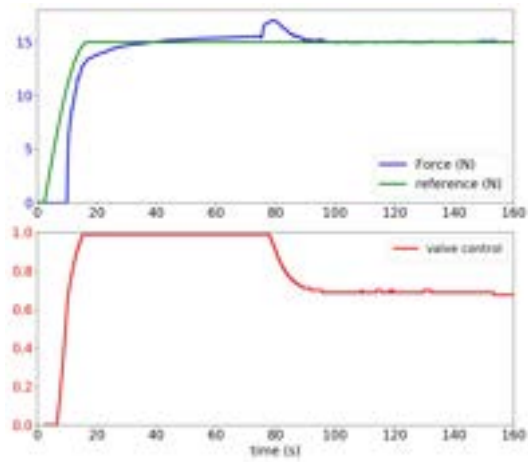


FIGURE 7.24 – Scénario 2 : Résultats expérimentaux de la préhension prismatique avec une référence de force=15 N.

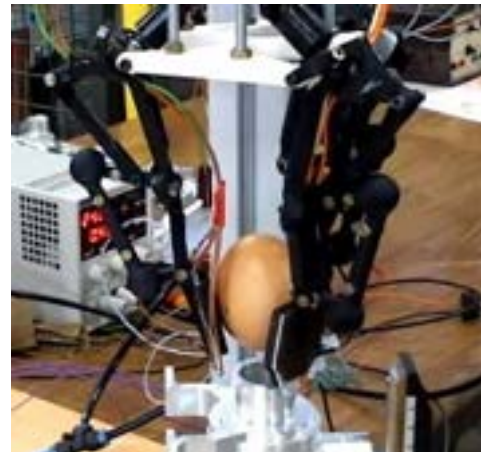
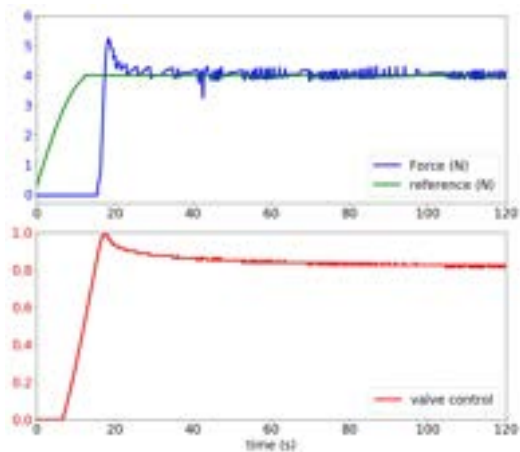


FIGURE 7.25 – Scénario 3 : Résultats expérimentaux de la préhension d'un oeuf avec une référence de force=4 N.

une commande sans modèle avec plusieurs schémas de commande permettant de contrôler la vitesse, la force et la position d'un doigt activé par un muscle pneumatique. Différents scénarios ont été présentés avec différentes cibles de force pour illustrer la faisabilité et les performances de la solution de contrôle. L'analyse des résultats montre qu'un schéma de contrôle sans capteur de contact peut être utilisé. Cette propriété est très intéressante pour une utilisation industrielle. La partie du contrôle en effort a été implémentée sur le prototype de préhenseur ; comme précédemment, différents scénarios ont été présentés avec différentes pièces dont un oeuf afin d'illustrer la faisabilité et les performances des solutions proposées pour contrôler l'effort. Des travaux futurs permettront d'étendre la stratégie de contrôle "vitesse + effort" à la saisie d'objets avec un préhenseur à trois doigts sous-actionnés rigides.

CONCLUSION ET PERSPECTIVES

8.1 Contributions principales de la thèse

Cette thèse porte sur le développement d'une main robotique sous-actionnée pour la préhension de pièces usinées par un robot industriel pour l'industrie aéronautique.

Le chapitre 1 a permis l'introduction des problématiques industrielles et scientifiques à partir d'un cas d'étude fourni par la société Armor Méca Développement. La structure de la thèse a été présentée ainsi que les principales contributions.

Le chapitre 2 a eu pour objectif de réaliser un état de l'art des solutions technologiques pour exercer des efforts sur des objets. Les solutions technologiques utilisant des forces de contact ont été étudiées pour aboutir à la présentation des préhenseurs robotiques avec leurs architectures et leurs solutions d'actionnement.

Le chapitre 3 porte sur le développement d'un doigt sous actionné spatial pour permettre d'adopter un type de préhension adapté à chaque pièce. Cette nouvelle cinématique repose sur l'utilisation de doigts sous-actionnés sur lesquels un mécanisme à 4 barres sphériques a été ajouté sur la phalange proximale du doigt. Le système d'activation du doigt est modifié en conséquence pour assurer la stabilité du mécanisme. Les singularités et le placement des doigts sur la paume ont été étudiés.

Le chapitre 4 porte sur l'étude du modèle statique en généralisant le modèle proposé pour les doigts sous-actionnés planaires. Ce modèle statique utilise un mécanisme virtuel pour modéliser les interactions entre le mécanisme sphérique et les autres éléments de la structure.

Le chapitre 5 développe le comportement du doigt lors d'une préhension d'un disque pour exposer les mécanismes derrière la stabilité en abduction du doigt. Plusieurs hypothèses de préhension de pièces ont été étudiées en fonction du point de contact sur les phalanges du doigt. Les conditions de stabilité de chaque cas ont été présentées ainsi qu'une validation avec le logiciel ADAMS.

Le chapitre 6 a proposé une étude des différentes architectures pour l'actionnement des doigts et les différents actionneurs. Les muscles pneumatiques sont choisis en raison de leurs propriétés intéressantes (faible encombrement, rapport force/masse, ...). Les interactions entre les doigts qui sont pilotés par une nouvelle structure d'actionnement sont étudiées lorsque les trois muscles pneumatiques sont reliés à une seule source de pression pneumatique. Ces trois muscles pneumatiques sont contrôlés par une seule loi de commande ce qui permet d'introduire un nouveau concept de sous commande. Un exemple de préhension prismatique et de préhension sphérique valide cette étude.

Le chapitre 7 propose la conception et la commande d'un prototype qui concrétise les travaux exposés précédemment par des tests de préhension. Un premier prototype a été réalisé en matière plastique pour valider la mobilité des doigts et l'absence de collision interne. Des capteurs d'efforts ont été placés sur la phalange distale pour détecter les changements d'état de la commande lors de la saisie. Le cahier des charges proposé par Armor Méca Développement est validé via une commande sans modèle.

8.2 Perspectives de recherche

De nombreux travaux et voies d'exploration restent à mener. En premier lieu, il conviendra de mener une étude des formes des surfaces de contact des phalanges qui impactent fortement l'orientation et la position des forces de contacts, ainsi que la stabilité du doigt. De même, les nouveaux paramètres introduits avec le système sphérique ont un impact sur la préhension qui n'a pas été encore quantifié.

L'absence de modèle dynamique des doigts sous-actionnés limite la compréhension de ceci lorsque la pièce n'est pas en contact avec toutes les phalanges. Enfin, la stabilité dans l'espace d'une pièce en préhension par une main sous-actionnée est un travail qui n'a pas encore été réalisé.

Un modèle de déformation permettrait d'améliorer le lien entre l'effort de l'actionneur et les efforts sur la pièce d'autant que la faible dimension des éléments mécaniques et les nombreuses liaisons ne permettent pas de réaliser une structure rigide.

De même, le contrôle développé dans cette thèse repose sur une seule et même loi de commande pour tous les actionneurs. Il conviendrait de développer une loi de commande indépendante pour chaque actionneur afin de mieux s'adapter aux différentes formes d'objets saisis.

LISTE DE PUBLICATIONS

9.1 Revue

Swaminath Venkateswaran, Damien Chablat, Pol Hamon. An optimal design of a flexible piping inspection robot. *Journal of Mechanisms and Robotics*, American Society of Mechanical Engineers, 2021, 13 (3), pp.035002. [⟨10.1115/1.4049948⟩](https://doi.org/10.1115/1.4049948). [⟨hal-03126584⟩](https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-03126584)

9.2 Conférences

Swaminath Venkateswaran, Damien Chablat, Pol Hamon. Design of a piping inspection robot by optimization approach. *The ASME 2020 International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference, IDETC/CIE 2020*, Aug 2020, Saint-Louis, Missouri, United States. [⟨10.1115/DETC2020-22021⟩](https://doi.org/10.1115/DETC2020-22021). [⟨hal-02626029v2⟩](https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-02626029v2)

Pol Hamon, Damien Chablat, Franck Plestan. A new robotic hand based on the design of fingers with spatial motions. *ASME 2021 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference*, Aug 2021, Online, United States. [⟨10.1115/DETC2021-70233⟩](https://doi.org/10.1115/DETC2021-70233). [⟨hal-03252778⟩](https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-03252778)

Pol Hamon, Damien Chablat, Franck Plestan, Loïc Michel. Une nouvelle main basée sur la conception de doigts aux mouvement spatiaux. *25ème Congrès Français de Mécanique*, Aug 2022, Nantes, France. [⟨hal-03716011⟩](https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-03716011)

Pol Hamon, Loïc Michel, Franck Plestan, Damien Chablat. Control of a gripper finger actuated by a pneumatic muscle : new schemes based on a model-free approach. *IFAC Symposium on Mechatronic Systems*, Sep 2022, Los Angeles, United States. [⟨hal-03767587⟩](https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-03767587)

Loïc Michel, Ingrid Neunaber, Rishabh Mishra, Caroline Braud, Franck Plestan, Jean-Pierre Barbot, Pol Hamon, A novel lift controller for a wind turbine blade section using an active flow control device : experimental results, *The IEEE 2022 Conference on Control Technology and Applications (CCTA)*, Aug 2022, Trieste, Italy. [⟨hal-03787452⟩](https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-03787452)

BIBLIOGRAPHIE

- [1] E. W. SCHALER, D. RUFFATTO, P. GLICK, V. WHITE et A. PARNES, « An electrostatic gripper for flexible objects », in *2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, IEEE, 2017, p. 1172-1179.
- [2] K. MORGENSTERN, N. LORENTE et K.-H. RIEDER, « Controlled manipulation of single atoms and small molecules using the scanning tunnelling microscope », *physica status solidi (b)*, t. 250, 9, p. 1671-1751, 2013.
- [3] A. MARZO, S. A. SEAH, B. W. DRINKWATER, D. R. SAHOO, B. LONG et S. SUBRAMANIAN, « Holographic acoustic elements for manipulation of levitated objects », *Nature communications*, t. 6, 1, p. 1-7, 2015.
- [4] C. LIBERALE, P. MINZIONI, F. BRAGHERI, F. DE ANGELIS, E. DI FABRIZIO et I. CRISTIANI, « Miniaturized all-fibre probe for three-dimensional optical trapping and manipulation », *Nature photonics*, t. 1, 12, p. 723-727, 2007.
- [5] J.-P. BRANTUT, « Manipulation d'atomes froids dans des potentiels lumineux », thèse de doct., Paris-Sud XI, 2009.
- [6] B. VERON, « Modélisation et commande des systèmes de manipulation sans contact : Vers l'amélioration du diagnostic en endoscopie digestive. », thèse de doct., Université de Franche-Comté, 2014.
- [7] A. SAVESCU, « Analyse et modélisation du mouvement de préhension », thèse de doct., Université Claude Bernard-Lyon I, 2006.
- [8] T. OKADA, « Computer control of multijointed finger system for precise object-handling », *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, t. 12, 3, p. 289-299, 1982.
- [9] J. K. SALISBURY et J. J. CRAIG, « Articulated hands : Force control and kinematic issues », *The International journal of Robotics research*, t. 1, 1, p. 4-17, 1982.
- [10] S. JACOBSEN, E. IVERSEN, D. KNUTTI, R. JOHNSON et K. BIGGERS, « Design of the Utah/MIT dextrous hand », in *Proceedings. 1986 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, IEEE, t. 3, 1986, p. 1520-1532.
- [11] J.-P. GAZEAU, S. ZEHLOUL, M. ARSICAULT et J.-P. LALLEMAND, « The LMS hand : force and position controls in the aim of the fine manipulation of objects », in *Proceedings 2001 ICRA. IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Ieee, t. 3, 2001, p. 2642-2648.
- [12] D. L. AKIN, C. R. CARIGNAN et A. W. FOSTER, « Development of a four-fingered dexterous robot end effector for space operations », in *Proceedings 2002 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, IEEE, t. 3, 2002, p. 2302-2308.

- [13] J. D. CRISMAN, C. KANOJIA et I. ZEID, « Graspar : A flexible, easily controllable robotic hand », *IEEE Robotics & Automation Magazine*, t. 3, 2, p. 32-38, 1996.
- [14] T. LALIBERTÉ et C. GOSSELIN, « Simulation and design of underactuated mechanical hands », *Mechanism and machine theory*, t. 33, 1-2, p. 39-57, 1998.
- [15] S. J. BARTHOLET, *Reconfigurable end effector*, US Patent 5,108,140, avr. 1992.
- [16] H. SHIMOJIMA, K. YAMAMOTO et K. KAWAKITA, « A study of grippers with multiple degrees of mobility : Vibration, control engineering, engineering for industry », *JSME international journal*, t. 30, 261, p. 515-522, 1987.
- [17] T. CHEN, L. WANG, M. HAAS-HEGER et M. CIOCARLIE, « Underactuation design for tendon-driven hands via optimization of mechanically realizable manifolds in posture and torque spaces », *IEEE Transactions on Robotics*, t. 36, 3, p. 708-723, 2020.
- [18] M. R. CUTKOSKY et al., « On grasp choice, grasp models, and the design of hands for manufacturing tasks. », *IEEE Transactions on robotics and automation*, t. 5, 3, p. 269-279, 1989.
- [19] L. BIRGLEN, T. LALIBERTÉ et C. M. GOSSELIN, *Underactuated robotic hands*. Springer, 2007, t. 40.
- [20] W. LICHENG, K. YANXUAN et L. XIALI, « A fully rotational joint underactuated finger mechanism and its kinematics analysis », *International Journal of Advanced Robotic Systems*, t. 13, 5, p. 1729881416663373, 2016.
- [21] D. YOON et Y. CHOI, « Underactuated finger mechanism using contractible slider-cranks and stackable four-bar linkages », *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, t. 22, 5, p. 2046-2057, 2017.
- [22] M. CHENG, L. JIANG, F. NI, S. FAN, Y. LIU et H. LIU, « Design of a highly integrated underactuated finger towards prosthetic hand », in *2017 IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, IEEE, 2017, p. 1035-1040.
- [23] L. WU et M. CECCARELLI, « A numerical simulation for design and operation of an underactuated finger mechanism for LARM hand », *Mechanics based design of structures and machines*, t. 37, 1, p. 86-112, 2009.
- [24] P. SABETIAN, A. FEIZOLLAHI, F. CHERAGHPOUR et S. A. A. MOOSAVIAN, « A compound robotic hand with two under-actuated fingers and a continuous finger », in *2011 IEEE International Symposium on Safety, Security, and Rescue Robotics*, IEEE, 2011, p. 238-244.
- [25] J. M. GÓMEZ-DE-GABRIEL et H. A. WURDEMAN, « Adaptive underactuated finger with active rolling surface », *IEEE Robotics and Automation Letters*, t. 6, 4, p. 8253-8260, 2021.

- [26] F. J. ESPINOSA-GARCÍA, M. ARIAS-MONTIEL, M. CECCARELLI, E. LUGO-GONZÁLEZ et G. CARBONE, « Advances on the development of a robotic hand with movable palm », in *IFTToMM World Congress on Mechanism and Machine Science*, Springer, 2019, p. 1997-2006.
- [27] D. REYNAERTS, « Control methods and actuation technology for whole-hand dexterous manipulation. », 1997.
- [28] D. R. RAMIÉREZ REBOLLO, P. PONCE et A. MOLINA, « From 3 fingers to 5 fingers dexterous hands », *Advanced Robotics*, t. 31, 19-20, p. 1051-1070, 2017.
- [29] D. CHABLAT et P. WENGER, « Working modes and aspects in fully parallel manipulators », in *Proceedings. 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No. 98CH36146)*, IEEE, t. 3, 1998, p. 1964-1969.
- [30] F. MAJOU, P. WENGER et D. CHABLAT, « Design of 2-DOF Parallel mechanisms for machining applications », in *Advances in Robot Kinematics*, Springer, 2002, p. 319-328.
- [31] J. M. MCCARTHY et G. S. SOH, *Geometric design of linkages*. Springer Science & Business Media, 2010, t. 11.
- [32] I. TODHUNTER, *Spherical trigonometry, for the use of colleges and schools : with numerous examples*. Macmillan, 1863.
- [33] J. J. CERVANTES-SÁNCHEZ et H. I. MEDELLIÉNN-CASTILLO, « A robust classification scheme for spherical 4R linkages », *Mechanism and machine theory*, t. 37, 10, p. 1145-1163, 2002.
- [34] C. MAZZOTTI, M. TRONCOSSI et V. PARENTI-CASTELLI, « Dimensional synthesis of the optimal RSSR mechanism for a set of variable design parameters », *Meccanica*, t. 52, 10, p. 2439-2447, 2017.
- [35] R. R. MA, L. U. ODHNER et A. M. DOLLAR, « A modular, open-source 3D printed underactuated hand », in *2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, IEEE, 2013, p. 2737-2743.
- [36] G. CERRUTI, D. CHABLAT, D. GOUAILLIER et S. SAKKA, « ALPHA : A hybrid self-adaptable hand for a social humanoid robot », in *2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, IEEE, 2016, p. 900-906.
- [37] A. DAMEITRY et H. TSUKAGOSHI, « Lightweight underactuated pneumatic fingers capable of grasping various objects », in *2016 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, IEEE, 2016, p. 2009-2014.
- [38] P. LAMBERT, P. RENAUD et J. SZEWCZYK, « Actionneurs non-conventionnels pour la robotique », *Techniques de l'Ingenieur*, 2016.
- [39] F. SGARBI et J.-M. DETRICHE, « Grab system actuated by a servo motor », European Patent EP0402229, 1989.

- [40] Q. XU, « Design and smooth position/force switching control of a miniature gripper for automated microhandling », *IEEE Transactions on Industrial Informatics*, t. 10, 2, p. 1023-1032, 2013.
- [41] T.-J. YEH, M.-J. WU, T.-J. LU, F.-K. WU et C.-R. HUANG, « Control of McKibben pneumatic muscles for a power-assist, lower-limb orthosis », *Mechatronics*, t. 20, 6, p. 686-697, 2010.
- [42] L. BIRGLEN et C. GOSSELIN, « Kinetostatic analysis of underactuated fingers », *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, t. 20, 2, p. 211-221, 2004.
- [43] M. FLIESS et C. JOIN, « Model-free control », *International Journal of Control*, t. 86, 12, p. 2228-2252, 2013.
- [44] J. E. TAKOSOGLU, P. A. LASKI, S. BLASIAK, G. BRACHA et D. PIETRALA, « Determining the Static Characteristics of Pneumatic Muscles », *Measurement and Control*, t. 49, 2, p. 62-71, 2016. DOI : [10.1177/0020294016629176](https://doi.org/10.1177/0020294016629176).
- [45] B. TONDU, « Modelling of the McKibben artificial muscle : A review », *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, t. 23, p. 225-253, 2012.
- [46] J. TAKOSOGLU, « Angular position control system of pneumatic artificial muscles », *Open Engineering*, t. 10, 1, p. 681-687, 2020. DOI : [doi:10.1515/eng-2020-0077](https://doi.org/10.1515/eng-2020-0077).
adresse : <https://doi.org/10.1515/eng-2020-0077>.
- [47] W. SCAFF, O. HORIKAWA et M. de SALES, « Pneumatic Artificial Muscle Optimal Control with Simulated Annealing », in *10th IFAC Symposium on Biological and Medical Systems BMS 2018*, t. 51, Sao Paolo, Brazil, 2018, p. 333-338.
- [48] I. GODAGE, Y. CHEN et I. WALKER, « Dynamic Control of Pneumatic Muscle Actuators », in *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, Madrid, Spain, oct. 2018.
- [49] T. D. C. THANH et K. K. AHN, « Nonlinear PID control to improve the control performance of 2 axes pneumatic artificial muscle manipulator using neural network », *Mechatronics*, t. 16, 9, p. 577-587, 2006, ISSN : 0957-4158.
- [50] H. PHAM HUY ANH, « Online tuning gain scheduling MIMO neural PID control of the 2-axes pneumatic artificial muscle (PAM) robot arm », *Expert Syst. Appl.*, t. 37, p. 6547-6560, sept. 2010. DOI : [10.1016/j.eswa.2010.02.131](https://doi.org/10.1016/j.eswa.2010.02.131).
- [51] J. ZHAO, J. ZHONG et J. FAN, « Position Control of a Pneumatic Muscle Actuator Using RBF Neural Network Tuned PID Controller », *Mathematical Problems in Engineering*, t. 2015, p. 1-16, avr. 2015.
- [52] J. ZHONG, X. ZHOU et M. LUO, « A New Approach to Modeling and Controlling a Pneumatic Muscle Actuator-Driven Setup Using Back Propagation Neural Networks », *Complexity*, t. 2018, p. 1-9, oct. 2018.
- [53] D. X. BA, T. Q. DINH et K. K. AHN, « An Integrated Intelligent Nonlinear Control Method for a Pneumatic Artificial Muscle », *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, t. 21, 4, p. 1835-1845, 2016. DOI : [10.1109/TMECH.2016.2558292](https://doi.org/10.1109/TMECH.2016.2558292).

- [54] M. FLIESS et C. JOIN, « An alternative to proportional-integral and proportional-integral-derivative regulators : Intelligent proportional-derivative regulators », *Int J Robust Nonlinear Control*, p. 1-13, 2021.
- [55] O. BARA, M. FLIESS, C. JOIN, J. DAY et S. M. DJOUADI, « Toward a model-free feedback control synthesis for treating acute inflammation », *Journal of Theoretical Biology*, t. 448, p. 26-37, juill. 2018. DOI : [10.1016/j.jtbi.2018.04.003](https://doi.org/10.1016/j.jtbi.2018.04.003). adresse : <https://hal-polytechnique.archives-ouvertes.fr/hal-01756743>.
- [56] K. HAMICHE, M. FLIESS, C. JOIN et H. ABOUAÏSSA, « Bullwhip effect attenuation in supply chain management via control-theoretic tools and short-term forecasts : A preliminary study with an application to perishable inventories », in *6th International Conference on Control, Decision and Information Technologies, CoDIT 2019*, Paris, France, avr. 2019. DOI : [10.1109/CoDIT.2019.8820297](https://doi.org/10.1109/CoDIT.2019.8820297). adresse : <https://hal-polytechnique.archives-ouvertes.fr/hal-02050480>.
- [57] M. BEKCHEVA, C. JOIN et H. MOUNIER, « Cascaded model-free control for trajectory tracking of quadrotors », in *International Conference on Unmanned Aircraft Systems, ICUAS'18*, Dallas, TX, United States, juin 2018. DOI : [10.1109/icuas.2018.8453339](https://doi.org/10.1109/icuas.2018.8453339). adresse : <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01831468>.
- [58] Y. YOUNES, A. DRAK, H. NOURA, A. RABHI et A. EL HAJJAJI, « Model-free control of a quadrotor vehicle », in *2014 International Conference on Unmanned Aircraft Systems, ICUAS 2014*, Orlando, FL, USA, mai 2014.
- [59] J. VILLAGRA, C. JOIN, R. HABER et M. FLIESS, « Model-free control for machine tools », in *21st IFAC World Congress, IFAC 2020*, Berlin, Germany, juill. 2020. adresse : <https://hal-polytechnique.archives-ouvertes.fr/hal-02568336>.
- [60] P. HAMON, D. CHABLAT et F. PLESTAN, « A new robotic hand based on the design of fingers with spatial motions », in *International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference*, American Society of Mechanical Engineers, t. 85451, 2021, V08BT08A021.
- [61] M. FLIESS, C. JOIN et S. RIACHY, « Nothing is as Practical as a Good Theory : Model-Free Control Rien de plus utile qu'une bonne th\`eorie : la commande sans mod\`ele », *arXiv preprint arXiv :1103.5897*, 2011.
- [62] K. J. ÅSTRÖM et R. M. MURRAY, « Feedback Systems », in Princeton University Press, 2008.
- [63] L. MICHEL, C. JOIN, M. FLIESS, P. SICARD et A. CHÉRITI, « Model-free control of dc/dc converters », in *2010 IEEE 12th Workshop on Control and Modeling for Power Electronics (COMPEL)*, 2010, p. 1-8. DOI : [10.1109/COMPEL.2010.5562385](https://doi.org/10.1109/COMPEL.2010.5562385).
- [64] B. TONDU et P. LOPEZ, « Modeling and control of McKibben artificial muscle robot actuators », *IEEE Control Systems Magazine*, t. 20, 2, p. 15-38, 2000. DOI : [10.1109/37.833638](https://doi.org/10.1109/37.833638).

Titre : Conception et contrôle d'un préhenseur sous-actionné pour la saisie d'objets complexes

Mot clés : Main robotique ; doigt sous-actionné ; mécanisme parallèle sphérique ; cinématique ; muscle pneumatique ; commande sans modèle

Résumé : Cette thèse présente une architecture de main avec trois doigts sous-actionnés. Chaque doigt effectue des mouvements spatiaux afin d'obtenir une saisie plus complexe et variée que les doigts à mouvements planaires existants. L'objectif de cette main est de saisir des pièces de forme complexe à la sortie des centres d'usinage. Parmi la taxonomie des préhensions, les préhensions cylindriques et sphériques sont souvent utilisées pour saisir des objets. Après une présentation de la cinématique des doigts avec les préhensions cylindriques et sphériques d'un prototype, cette thèse propose d'aborder le problème de la stabilité d'un doigt pour un cas général avant de s'attarder sur le cas particulier de la préhension d'un disque. Les résultats

théoriques sont comparés à une simulation dynamique avec le logiciel ADAMS. Dans cette thèse, le choix est fait d'un actionnement par des muscles pneumatiques alimentés par une seule source de pression pneumatique. L'impact de ce choix d'actionnement sur la stabilité de la pièce dans une main robotique à 3 doigts est présenté. Un prototype complet de la main est construit, ce qui permet de valider l'ensemble des choix et d'aborder le contrôle du préhenseur sous actionné en force et en vitesse avec une commande sans modèle. Dans un premier temps, cette stratégie de contrôle est appliquée sur un doigt avec un degré de liberté avant d'être élargie au prototype de la main robotique.

Title: Design and control of an under-actuated gripper for capture complex objects

Keywords: Robotics hand; under-actuated finger; spherical mechanism; kinematics; pneumatic muscle; model free control

Abstract: This PhD thesis presents a hand architecture with three under-actuated fingers. Each finger performs spatial movements to achieve more complex and varied grasping than the existing planar-movement fingers. The purpose of this hand is to grasp complex-shaped workpieces as they leave the machining centers. Among the taxonomy of grips, cylindrical and spherical grips are often used to grasp heavy objects. After a presentation of the kinematics of the fingers with the cylindrical and spherical grips of a prototype, this article proposes to approach the problem of stability in a generic case before focusing on the case of gripping a disc. Theoretical results

are compared to a dynamic simulation with the ADAMS software. In this thesis, the choice is made of an actuation by pneumatic muscles powered by a single pneumatic power source. The implication of this choice of actuation on the stability of the part in a 3-finger robotic hand is presented. A complete prototype of the hand is built, which makes it possible to validate the whole of the choices and to start the control of gripper under actuated in force and speed with a control without a model. At first, this control strategy is applied for a finger with one degree of freedom before being extended to the prototype of the robotic hand.