

THESE DE DOCTORAT DE L'ETABLISSEMENT UNIVERSITE BOURGOGNE FRANCHE-COMTE
PREPAREE A l'Institut FEMTO-ST

Ecole doctorale n°37

Ecole doctorale sciences pour l'ingénieur et microtechniques

Doctorat d'automatique

Par

Wissem HAOUAS

**Etude et développement de robots parallèles à plateformes
configurables pour la micromanipulation dextre**

Thèse présentée et soutenue à l'ENSMM le 14 novembre 2018

Composition du Jury :

Sébastien BRIOT	Chargé de recherche CNRS, LS2N, Nantes	Rapporteur
Pierre RENAUD	Professeur à l'INSA, ICube, Strasbourg	Rapporteur
François PIERROT	Directeur de recherche CNRS, LIRMM, Montpellier	Examinateur
Clément GOSSELIN	Professeur à l'Université Laval, Québec	Examinateur
Nadine PIAT	Professeure à l'ENSMM, FEMTO-ST, Besançon	Examinaterice
Joël AGNUS	Ingénieur de recherche à l'ENSMM, FEMTO-ST, Besançon	Examinateur
Guillaume LAURENT	Maître de Conférences à l'ENSMM, FEMTO-ST, Besançon	Directeur de thèse
Redwan DAHMOUCHE	Maître de Conférences à l'UFC, FEMTO-ST, Besançon	Codirecteur de thèse

THESE DE DOCTORAT DE L'ETABLISSEMENT UNIVERSITE BOURGOGNE FRANCHE-COMTE
PREPAREE A l'Institut FEMTO-ST

Ecole doctorale n°37

Ecole doctorale sciences pour l'ingénieur et microtechniques

Doctorat d'automatique

Par

Wissem HAOUAS

**Etude et développement de robots parallèles à plateformes
configurables pour la micromanipulation dextre**

Thèse présentée et soutenue à l'ENSMM le 14 novembre 2018

Composition du Jury :

Sébastien BRIOT	Chargé de recherche CNRS, LS2N, Nantes	Rapporteur
Pierre RENAUD	Professeur à l'INSA, ICube, Strasbourg	Rapporteur
François PIERROT	Directeur de recherche CNRS, LIRMM, Montpellier	Examinateur
Clément GOSSELIN	Professeur à l'Université Laval, Québec	Examinateur
Nadine PIAT	Professeure à l'ENSMM, FEMTO-ST, Besançon	Examinaterice
Joël AGNUS	Ingénieur de recherche à l'ENSMM, FEMTO-ST, Besançon	Examinateur
Guillaume LAURENT	Maître de Conférences à l'ENSMM, FEMTO-ST, Besançon	Directeur de thèse
Redwan DAHMOUCHE	Maître de Conférences à l'UFC, FEMTO-ST, Besançon	Codirecteur de thèse

REMERCIEMENTS

Ce travail n'aurait pas pu aboutir sans le soutien, l'aide et la contribution de nombreuses personnes que je tiens à remercier.

Tout d'abord, je tiens à remercier Messieurs Sébastien Briot et Pierre Renaud d'avoir accepté de rapporter sur mes travaux et pour leurs commentaires pertinents, Monsieur François Pierrot d'avoir présidé mon jury de thèse et Madame Nadine Piat et Messieurs Clément Gosselin et Joël Agnus pour avoir accepté de faire partie du jury.

Ces travaux ont été réalisés au sein de département Automatique et Systèmes Micro-Mécatronique (AS2M) de l'institut FEMTO-ST. Je tiens donc à remercier Monsieur Michaël Gauthier et Philippe Lutz directeurs successifs du département, pour l'accueil et les conditions de travail agréables et les excellentes conditions de travail agréables qu'ils m'ont fournis.

J'adresse toute ma reconnaissance à mon codirecteur, Redwan Dahmouche, et à mes deux directeurs de thèse, Nadine Piat et Guillaume Laurent qui m'ont fait confiance et donné l'opportunité de travailler sur un sujet qui m'est cher. Chacun avec son caractère, ils ont su équilibrer le déroulement de la thèse en me permettant de conduire à l'écriture de travail de trois années. Leur compétence, leur disponibilité, leur confiance et les échanges fructueux m'ont permis d'avancer et de fournir un travail de qualité. Les travaux conduits ont été possibles également par l'investissement d'autres collègues qui ont aussi pu apporter leur expertise et leur point de vue complémentaires, les échanges ont également été très riches et constructifs. Duquel, j'adresse particulièrement à remercier Nicolas Andreff pour les échanges et les conseils enrichissants sur la robotique.

La phase de microfabrication a été une étape difficile lors de laquelle j'ai sollicité l'aide de nombreuses personnes. Je remercie donc tout le staff de la salle blanche MIMENTO et en particulier Laurent Robert pour ses conseils. J'ai également souvent sollicité l'aide de Joël Agnus pour des questions techniques liées à des problèmes de microfabrication en salle blanche où il a toujours répondu en fournissant des explications claires et fort enrichissantes qui m'ont beaucoup aidée.

Je tiens également à remercier tous les membres du département AS2M pour la bonne humeur au quotidien et tous les moments que nous avons partagés : ski, kayak, etc. J'ai beaucoup appris à vos côtés. Plus particulièrement, je remercie mes collègues de bureau : Didace Habineza, Valerian Guelpa, Jean-Antoine Seon, Thomas Schlinquer et Bassel Haydar. Mes remerciements et souhaits de réussite vont également à mes camarades de thèse : Houari Bettahar, Mounir Hammouche, Bassem Dahroug, Amine Benouhiba, Marwa Haddad et Cédric Girerd. Merci à Chifaa Dahik de m'avoir soutenu comme collègue pendant la période de rédaction.

Pour finir, je ne saurais clore ces remerciements sans une pensée affectueuse pour mes parents, ma sœur et mes amis pour leurs précieux soutiens et encouragements.

SOMMAIRE

Introduction générale	9
1 Enjeux et applications...	13
1.1 Introduction	14
1.2 La micromanipulation	15
1.2.1 Le microassemblage	15
1.2.2 La manipulation et la caractérisation des cellules et des matériaux biologiques	17
1.2.3 La micromanipulation dans le médical	18
1.2.4 Synthèse	19
1.3 Objectifs de la thèse et problématiques à résoudre	19
1.3.1 Exactitude et répétabilité	19
1.3.2 Dextérité	20
1.3.3 Compacité	20
1.3.4 Robustesse	21
1.3.5 Synthèse	21
1.4 État de l'art des systèmes pour la micromanipulation	22
1.4.1 Micromanipulateurs sériels	22
1.4.2 Micromanipulateurs parallèles	24
1.4.3 Les stations d'assemblages	24
1.4.4 Les micro-préhenseurs	26
1.5 Les manipulateurs de taille miniature à liaisons élastiques	28
1.6 Les structures parallèles à plateformes configurables	33
1.7 Conclusion	36
2 Nouvelle structure robotique intégrant la préhension	39
2.1 Introduction	40
2.2 Cinématique de la structure robotique	41
2.3 Modélisation géométrique et cinématique de la structure	42
2.3.1 Modèle géométrique inverse	42

2.3.2 Matrice Jacobienne cinématique	43
2.4 Analyse cinématique et des mobilités	44
2.4.1 Le critère de Grübler	44
2.4.2 Étude de mobilité par la théorie des torseurs	45
2.4.2.1 Théorie des torseurs	45
2.4.2.2 Démarche générale	47
2.4.2.3 Actionneurs libres et degrés de mobilité de la plateforme .	48
2.4.2.4 Actionneurs bloqués et équations de contraintes résultantes	50
2.4.3 Matrice jacobienne cinématique calculée par la théorie des torseurs	55
2.5 Conclusion	58
3 Conception, fabrication et commande d'un démonstrateur	61
3.1 Introduction	62
3.2 Dimensionnement de la structure	62
3.2.1 Espace de travail	63
3.2.1.1 Frontière de l'espace de travail	65
3.2.1.2 Influence des paramètres géométriques sur l'espace de travail	65
3.2.2 Manipulabilité	68
3.2.3 Analyse du couple de saisie	68
3.2.4 Dimensions géométriques du démonstrateur	71
3.3 Conception et fabrication	71
3.3.1 Choix de l'articulation sphérique	72
3.3.2 Conception du démonstrateur	73
3.3.3 Choix des actionneurs	73
3.3.4 Assemblage	74
3.4 Commande du manipulateur	76
3.5 Conclusion	76
4 Miniaturisation du manipulateur à 7 DDL	79
4.1 Introduction	80
4.2 Choix des articulations élastiques	81
4.3 Procédure de microfabrication	82
4.3.1 La microfabrication en salle blanche	82
4.3.2 Procédés de microfabrication existants	83
4.3.3 Nouvelle procédure de microfabrication	85

4.4 Conception et caractérisation...	87
4.4.1 Dimensionnement de l'articulation	88
4.4.2 Conception des interfaces PDMS/SILICIUM	89
4.4.3 Caractérisations mécaniques et résultats	90
4.5 Fabrication du manipulateur...	93
4.6 Commande du manipulateur miniature à 7 DDL	95
4.7 Conclusion	96
5 Modélisation cinétostatique d'un mécanisme...	99
5.1 Introduction	100
5.2 Modes de déformations de matériaux élastiques	100
5.3 Formulation du problème mécanique	102
5.3.1 Loi de comportement tridimensionnelle	102
5.3.2 Poutre d'Euler–Bernoulli	102
5.3.2.1 Hypothèses	103
5.3.2.2 Décomposition d'une structure en éléments	104
5.3.2.3 Matrice de rigidité d'une poutre d'Euler–Bernoulli	105
5.3.2.4 Changement du repère de travail	106
5.3.3 Assemblage des matrices de rigidité	107
5.3.4 Résolution du système global	107
5.3.5 Synthèse	109
5.4 Modélisation élastique d'un mécanisme parallèle	109
5.4.1 Décomposition de la structure	109
5.4.2 Matrice de rigidité de chaque élément dans son repère local	109
5.4.3 Écriture des matrices de rigidité dans un repère de base	110
5.4.4 Assemblage des matrices de rigidité, des vecteurs forces et déplacements nodaux	111
5.4.4.1 Assemblage des matrices de rigidité	111
5.4.4.2 Détermination des vecteurs forces et déplacement nodaux	112
5.4.4.3 Prise en compte des conditions aux limites	112
5.5 Évaluation de la méthode de modélisation	113
5.5.1 Modèle éléments finis	113
5.5.2 Comparaison avec le modèle éléments finis	113
5.6 Conclusion	117
6 Conception et réalisation d'un poignet sphérique (variante à 4 DDL)	119

6.1	Introduction	120
6.2	Cinématique de la structure robotique	121
6.3	Modélisation géométrique et cinématique du poignet sphérique	122
6.3.1	Modèle géométrique inverse	122
6.3.2	Matrice jacobienne cinématique	123
6.4	Analyse cinématique et des mobilités	123
6.4.1	Étude de mobilité par la théorie des torseurs	123
6.4.1.1	Actionneurs libres et mobilités du mécanisme	123
6.4.1.2	Actionneurs bloqués et équations de contraintes résultantes	125
6.4.1.3	Description des singularités	128
6.4.2	Matrice jacobienne cinématique avec la théorie des torseurs	128
6.5	Conception, fabrication et commande d'un démonstrateur	130
6.5.1	Conception du poignet sphérique	130
6.5.2	Fabrication et commande du poignet sphérique à l'échelle 3	131
6.6	Conclusion	133
Conclusion & Perspectives		135
A	Pré-étalonnage	141
B	Masques pour la micro-fabrication	143

TABLE DES FIGURES

1.1 Dimensions des objets concernés par la micromanipulation.	15
1.2 Exemples d'assemblages des pièces micrométriques.	16
1.3 Exemples d'assemblage de systèmes micrométriques.	17
1.4 Exemples de stations d'assemblages constituées par plusieurs structures robotiques sérielles	17
1.5 Exemples de micromanipulation biologique	18
1.6 Robot Da Vinci avec son instrument laparoscopique téléopéré.	19
1.7 Exemples de systèmes robotiques commerciaux sériels pour la micromanipulation.	22
1.8 Bras robotiques développés par l'université de Nanyang à Singapour pour la chirurgie [Phee et al., 2009].	23
1.9 Photographies des manipulateurs sériels dans la recherche	23
1.10 Exemples des micropositionneurs commerciaux	25
1.11 Station de microassemblage avec substrat mobile [Rabenorosoa et al., 2009].	25
1.12 Station de microassemblage automatisé [Wason et al., 2012].	26
1.13 Exemples d'assemblages de microsystèmes avec des préhenseurs passifs. .	27
1.14 Photographies de préhenseurs avec quatre types d'actionnements	28
1.15 Photographies de deux pinces à plusieurs DDL.	29
1.16 Exemples de micromanipulateurs miniatures.	30
1.17 Photographie et graphe d'agencement du robot Delta [Clavel, 1991]. . . .	33
1.18 Photographie et graphe d'agencement de la plateforme de Gough-Stewart [Gough, 1957].	33
1.19 Photographie et graphe d'agencement de la plateforme H4 [Pierrot et al., 1999].	34
1.20 RPPC avec des plateformes à chaines cinématiques fermées assurant la préhension intégrée	35
1.21 CAO et graphe d'agencement du robot à plateforme pliable à quatre DDL .	35
1.22 CAO et graphe d'agencement du robot à plateforme pliable à cinq DDL [Isaksson et al., 2016].	36

1.23 Présentation schématique des principales thématiques contribuant au développement de notre micromanipulateur.	38
2.1 Présentation du nouveau RPPC à sept DDL	41
2.2 Paramètres définissant un torseur.	46
2.3 Représentation schématique des vecteurs directeurs de la jambe <i>i</i>	49
2.4 Représentation schématique des vecteurs directeurs de la jambe <i>i</i> avec les actionneurs bloqués.	52
2.5 Paraboloïde hyperbolique formée par les trois droites d1, d2 et d3.	53
2.6 Les variétés de rang 1 à 4 par un cheminement créé par l'ajout d'une droite à la configuration minimum, extrait de [Dandurand, 1984].	54
2.7 Configurations de singularité de contrainte du manipulateur	56
3.1 Paramètres utilisés pour la modélisation géométrique de la structure.	64
3.2 Espaces de travail théoriques des deux extrémités des doigts de la pince en fonction des paramètres géométriques.	66
3.3 Variations de l'espace de travail théorique en fonction de paramètres géométriques choisis.	67
3.4 Variations de la manipulabilité en fonction de paramètres géométriques choisis.	69
3.5 Distribution des couples maximaux (N.m) théoriques entre les deux parties de la plateforme dans une portion de l'espace atteignable en fonction des paramètres géométriques (pour $h_A = 10$ mm et $h_B = 55$ mm).	70
3.6 Modèle CAO d'une articulation sphérique en rubis.	72
3.7 Simulations par EF pour le dimensionnement de l'articulation sphérique.	74
3.8 Conception du manipulateur et présentation de ses différents paramètres géométriques.	75
3.9 Éléments constitutifs des actionneurs "stick-slip".	75
3.10 Photographie du manipulateur à sept DDL assemblé.	76
3.11 Présentation schématique du dispositif expérimental.	77
3.12 Séquence d'images montrant l'opération de manipulation et d'insertion d'un objet millimétrique.	77
4.1 Exemples de mécanismes de micromanipulation utilisant des structures élastiques constituées d'articulations obtenues par amincissements locaux.	81
4.2 Exemples de mécanismes à articulations élastiques en PDMS.	82
4.3 Procédure de fabrication pour l'intégration du PDMS dans une structure en silicium présenté dans [Gerratt et al., 2010].	84

4.4	Nouvelle procédure de fabrication pour l'intégration de PDMS dans une structure en silicium (vue de côté).	85
4.5	Nouvelle procédure de fabrication pour l'intégration du PDMS dans une structure en silicium (vue de dessus).	87
4.6	Images MEB montrant les formes de confinement avant le dépôt de PDMS.	88
4.7	Résultats des SEF d'un cube en PDMS de 400 μm de côté attaché entre deux parties en silicium.	88
4.8	Images MEB montrent deux formes d'accroche des articulations en PDMS au silicium.	89
4.9	Présentation schématique et photographie du dispositif expérimental utilisé pour les tests contraintes-déformations pour la caractérisation mécanique du PDMS.	91
4.10	Déformation d'une articulation en PDMS en réponse au poids d'une masse attachée longitudinalement : (a) 0 g, (b) 1 g, (c) 2 g et (d) 3 g.	91
4.11	Courbes contrainte-déformation issues des essais de traction pour différentes formes d'accrochage de PDMS/Silicium.	92
4.12	Images MEB montrent l'enlèvement de l'articulation en PDMS de son encoche.	92
4.13	Test de pliage d'une articulation en PDMS à 45° et 95° hors-plan.	93
4.14	Conception montrant les quatre paramètres géométriques utilisés pour la fabrication du manipulateur à sept DDL.	94
4.15	(a) Manipulateur miniature avec 18 articulations élastiques en PDMS fabriqué dans le plan. (b) Manipulateur plié et mis dans un support de positionnement. (c) Manipulateur collé sur quatre bases mobiles.	95
4.16	Déplacement du manipulateur miniature à articulations élastiques montrant quelques positions statiques.	96
5.1	Réponse mécanique statique (contrainte-déformation) du PDMS [Gerratt et al., 2013].	101
5.2	Déformation d'une poutre d'Euler–Bernoulli.	103
5.3	Décomposition d'une structure en éléments partiels pour la modélisation.	104
5.4	Présentation des conditions aux limites pour la résolution du système global.	108
5.5	Modélisation d'un mécanisme parallèle avec trois articulations élastiques.	110
5.6	Présentation des conditions aux limites pour la modélisation.	112
5.7	Conception du mécanisme parallèle pour la SEF.	113
5.8	Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS TM au niveau du nœud C32.	114
5.9	Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS TM au niveau du nœud C31.	115

5.10 Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS TM au niveau du nœud $C5$	115
5.11 Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS TM au niveau du nœud $C13$	116
5.12 Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS TM au niveau du nœud $C21$	116
6.1 Robot IRIS à deux DDL pour la microchirurgie rétinienne [He et al., 2015b].	121
6.2 Présentation du poignet sphérique à quatre DDL à plateforme configurable.	122
6.3 Représentation schématique des vecteurs directeurs de la jambe i du poignet sphérique.	124
6.4 Représentation schématique des vecteurs directeurs de la jambe i avec les actionneurs bloqués du poignet sphérique.	126
6.5 Droites concourantes à une droite d_1 et un point sur la deuxième droite d_2 .	127
6.6 Configurations de singularité de contrainte du poignet sphérique à 4DDL .	129
6.7 CAO du poignet sphérique à plateforme pliable à quatre DDL au bout d'un tube d'insertion.	130
6.8 Présentation des quatre paramètres géométriques sur la vue de dessus de la structure cinématique du poignet sphérique.	131
6.9 Mouvement du poignet sphérique avec un logiciel de CAO dans ses quatre DDL.	132
6.10 Modèle CAO de l'articulation sphérique.	132
6.11 Démonstrateur du poignet sphérique à quatre DDL et la manette de commande.	133
6.12 Modèle CAO du micromanipulateur avec des capteurs d'efforts.	138
A.1 Procédure de mesure des variables articulaires pour l'étalonnage.	142
B.1 Masque 1 pour la gravure DRIE.	144
B.2 Détails des formes d'une zone du premier masque.	145
B.3 Masque 2 pour la photolithographie.	146
B.4 Détails des formes d'une zone du second masque.	147

LISTE DES TABLES

1	Conventions des graphes d'agencement	5
1.1	Exemples de micromanipulateurs intégrés à plusieurs degrés de liberté	31
2.1	Conditions de réciprocité entre les torseurs cinématiques et d'effort [Zhao et al., 2009]	47
2.2	Conditions de singularité du manipulateur à sept DDL	55
3.1	Dimensions géométriques du démonstrateur.	71
4.1	Le module de Young obtenu pour chaque forme d'accroche en comparaison avec la simulation	90
4.2	Dimensions géométriques du manipulateur avec des articulations élastiques à sept DDL.	94
5.1	Paramètres géométriques et mécaniques pour la modélisation d'une poutre	106
5.2	Paramètres géométriques et mécaniques des éléments de la structure.	110
6.1	Conditions de singularité du poignet sphérique à 4 DDL	128
6.2	Dimensions géométriques pour la conception du poignet sphérique.	131

LISTE DES ABRÉVIATIONS

Abréviation	Signification
CAO	Conception Assistée par Ordinateur
DDL	Degré de Liberté
DRIE	Deep Reactive-Ion Etching
MEB	Microscope Électronique à Balayage
MEMS	Micro Electro Mechanical Systems
MGD	Modèle Géométrique Direct
MGI	Modèle Géométrique Inverse
MOEMS	Micro Opto Electro Mechanical Systems
PDMS	PolyDiMethylSiloxane (élastomère)
RPPC	Robot Parallèle à Plateforme Configurable
SEF	Simulations par Éléments Finis
UV	UltraViolet

NOTATIONS

ROBOTIQUE

Symbol **Désignation**

\wedge	Produit vectoriel.
\cdot	Produit scalaire.
\mathbf{q}	Coordonnées articulaires d'un robot.
\mathbf{q}_a	Coordonnées articulaires actives d'un robot.
\mathbf{q}_p	Coordonnées articulaires passives d'un robot.
l_i	Longueur de la i -ème jambe d'un robot.
\mathbf{t}	Coordonnées généralisées décrivant la position et l'orientation d'un solide dans l'espace.
$\dot{\mathbf{q}}_a$	Vecteur des vitesses articulaires actives d'un robot.
\mathbf{v}_p	Vecteur des vitesses cartésiennes.
ω_p	Vecteur des vitesses angulaires.
${}^w A$	Centre de l'articulation sphérique de la chaîne cinématique liée à la plateforme et exprimée dans le repère \mathcal{R}_w .
${}^w B$	Centre de l'articulation sphérique de la chaîne cinématique i liée à la base et exprimée dans le repère \mathcal{R}_w .
${}^w O$	Origine du repère de référence lié à la base.
\mathcal{R}_w	Repère de référence, généralement lié à la base du robot, et de centre O .
\mathcal{R}_p	Repère mobile du robot, souvent lié à la plateforme du robot.
${}^w P$	Centre du repère de référence lié à la plateforme.
x, y, z	Coordonnées d'un point dans un repère Cartésien.
\mathbf{J}	Matrice jacobienne cinématique.
\mathbf{J}^{-T}	Transposée de la matrice jacobienne cinématique inverse.
$[\Omega]_\wedge$	Matrice antisymétrique associée au vecteur Ω .
${}^w \mathbf{R}_p$	Matrice de rotation du repère \mathcal{R}_p par rapport au repère \mathcal{R}_w .
(AB)	Droite passant par les points A et B .
\overrightarrow{AB}	Vecteur défini par les points A et B et orienté de A vers B .

Symbole	Désignation
$\ \overrightarrow{AB}\ $	Norme euclidienne du vecteur \overrightarrow{AB} .
$rot(\mathbf{u}, \theta)$	Matrice de rotation décrivant une rotation d'angle θ autour d'un vecteur \mathbf{u} .
$\hat{\xi}_\infty$	Torseur cinématique unitaire de pas infini qui représente une liaison glissière.
$\hat{\xi}_0$	Torseur cinématique unitaire de pas nul qui représente une liaison pivot.
ζ_0	Torseur d'efforts unitaire de pas nul qui représente une force.
ζ_∞	Torseur d'efforts unitaire de pas infini qui représente un couple.
\mathcal{T}	Système de torseurs cinématiques.
\mathcal{W}	Système de torseurs d'efforts.
\mathcal{T}^\perp	Système de torseurs cinématiques réciproque à \mathcal{T} de dimension $6 - n$.
\circ	Produit réciproque de deux torseurs.

GRAPHES D'AGENCEMENT

Les graphes d'agencement représentent *la topologie de la structure des robots et mettent en évidence les diverses branches et boucles* [Pierrot, 1991]. Les conventions relatives à ces graphes sont les suivantes :

TABLE 1 – Conventions des graphes d'agencement

Liaisons	Passive	Actionnée	Mesurée
Pivot	R	R	R
Prismatique	P	P	P
Universelle (cardan)	U	U	U
Sphérique (rotule)	S	S	S
Autres éléments du robots			
Base			
Plateforme			
Pièce		—	

LISTE DES PUBLICATIONS

La liste ci-dessous énumère les publications scientifiques qui ont été réalisées au cours de cette thèse.

PUBLICATIONS EN LIEN AVEC LA THÈSE

- **Articles dans des journaux internationaux**
 - W. Haouas, R. Dahmouche, J. Agnus, N. Le Fort-Piat and G. Laurent, (2017) "**New integrated silicon-PDMS process for compliant micro-mechanisms,**" *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 27(12) : 127001.
 - W. Haouas, R. Dahmouche, N. Le Fort-Piat and G. Laurent, (2018) "**A New Seven Degrees-of-Freedom Parallel Robot With a Foldable Platform,**" *Journal of Mechanisms and Robotics, ASME*, 10(4) : 045001.
- **Articles dans des proceedings conférences à comité de lecture**
 - W. Haouas, R. Dahmouche, N. Le Fort-Piat and G. Laurent, (2016) "**4-DoF spherical parallel wrist with embedded grasping capability for minimally invasive surgery,**" *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), 2016 IEEE/RSJ* , pages 2363-2368.
 - W. Haouas, R. Dahmouche and G. Laurent, (2018) "**Analysis of an Integrated 4-DoF Parallel Wrist for Dexterous Gripping,**" *IEEE International Conference on Automation Science and Engineering.*

BREVETS EN LIEN AVEC LA THÈSE

- G. Laurent, R. Dahmouche, W. Haouas and N. Le Fort-Piat "**Parallel robotic wrist with four degrees of freedom,**" WO 2018/065734 A1. 2018.
- R. Dahmouche, W. Haouas "**Robotic structure with six degrees of freedom allowing gripping,**" WO 2018/065702 A1. 2018.

COMMUNICATIONS INTERNATIONALES

- W. Haouas, R. Dahmouche, J. Agnus, N. Le Fort-Piat and G. Laurent, "**Design and Fabrication of a 7-DoF Miniature Mechanism with Soft Joints,**" *RoboSoft, IEEE-Ras International Conference on Soft Robotics*, 2018.

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Les microsystèmes sont intégrés dans de nombreux produits comme les véhicules, les téléphones portables, les dispositifs médicaux, etc. et font désormais partie intégrante de notre quotidien. Le développement de ces microsystèmes de plus en plus élaborés et compacts nécessite de nouvelles techniques de fabrication et d'assemblage. La miniaturisation implique la réduction d'échelle d'un ensemble de composants pour une taille finale toujours plus réduite. La manipulation de ces éléments reste difficile et requiert une grande précision d'assemblage. Afin de répondre à ce besoin croissant de miniaturisation, de nouveaux systèmes robotiques capables de saisir et manipuler des éléments micrométriques avec précision et dextérité sont nécessaires.

La recherche scientifique liée à la micromanipulation robotique a connu un essor remarquable durant les deux dernières décennies, et particulièrement suite à l'introduction des nouvelles technologies de microfabrication et le développement des matériaux actifs. Depuis les débuts de la microrobotique, de nombreuses structures robotiques pour la micromanipulation capables de générer différents types de mouvements ont été proposées et analysées. Un grand nombre de ces microrobots ont été réalisés en utilisant différents modes d'actionnement et différentes cinématiques.

La microrobotique ne s'applique pas seulement à la manipulation et l'assemblage de microsystèmes, elle concerne aussi l'exploration, l'inspection et l'intervention en milieux confinés et la caractérisation des composants micro/nanométriques. Dans le secteur médical, les systèmes robotiques sont employés pour le diagnostic ou les opérations de chirurgie minimalement invasive. En résumé, la microrobotique s'emploie à tout ce qui touche au monde d'objets de dimensions micrométriques.

Ce travail de thèse a été mené à l'institut FEMTO-ST et s'intègre aux recherches effectuées dans le département d'Automatique et Systèmes Micro-Mécatroniques (AS2M). Le principal objectif de cette thèse est d'apporter des éléments de réponses à la question suivante : Comment synthétiser et concevoir des micro-robots capables de réaliser des tâches de micro/nano-manipulation dextres dans des espaces confinés ? question qui ne trouve pas de réponse à ce jour.

Ainsi, la principale contribution de cette thèse est d'ordre méthodologique. En effet, objectif étant d'abord de développer de nouveaux concepts permettant d'aboutir à une classe de robots capables de réaliser les fonctions désirées tout en respectant les contraintes de compacité et de taille évoquées précédemment. Ces concepts seront démontrés par des validations expérimentales, ce qui représente la seconde contribution de cette thèse. Pour ce faire, de nouvelles structures robotiques basées sur les concepts développés seront étudiées, conçues, réalisées et contrôlées. De plus, comme la réalisation de micro-robots dextres est inédite et présente des contraintes technologiques fortes liées à la fabrication et l'assemblage, de nouveaux développements technologiques seront menés, ce qui représente la troisième contribution de cette thèse.

Le concept qui a été développé dans cette thèse repose sur la synthèse de robots pa-

rallèles à plateformes configurables et liaisons flexibles. En effet, la structure introduite s'appuie sur l'emploi d'une plateforme pliable pour assurer la fonctionnalité de préhension intégrée, en plus des six DDL servant au positionnement des objets manipulés dans l'espace. Nous proposons une analyse de contrainte détaillée pour vérifier les différentes mobilités du mécanisme ce qui nous a permis d'identifier quelques configurations singulières. Ensuite, dans le contexte de la miniaturisation, un micromanipulateur à structure cinématique similaire à celle proposée est introduit. Ce manipulateur intègre des articulations flexibles fortement miniaturisables. Afin de valider expérimentalement les différents mécanismes proposés ainsi que les modèles développés, plusieurs démonstrateurs ont été fabriqués et commandés.

Nous avons également proposé et développé une deuxième structure robotique pour répondre à des besoins de manipulation médicale comme la chirurgie minimalement invasive. Ces deux manipulateurs sont, à notre connaissance, originaux et possèdent des propriétés inédites à l'échelle considérée. Pour cette raison, ces deux mécanismes ont été brevetés pour permettre une valorisation future.

ORGANISATION DU MANUSCRIT

Ce manuscrit se compose d'une introduction, de six chapitres et d'une conclusion. Le chapitre 1 propose une vision globale des besoins d'un certain nombre de disciplines qui demandent des systèmes de micromanipulation robotiques avec contacts. À partir de ces enjeux, les objectifs globaux de la thèse sont déterminés. Les différents types de robots existants pour la micromanipulation sont ainsi présentés et leurs caractéristiques sont exposées. Ensuite, une catégorie particulière de robots parallèles, c-à-d. les robots parallèles à plateformes configurables (RPPC), est introduite. C'est à partir de ce paradigme de robotique particulier qu'est née l'idée de la structure proposée dédiée aux tâches de micromanipulation.

Dans le chapitre 2, la structure du nouveau manipulateur est détaillée avec les modélisations géométriques et cinématiques. Ensuite, la théorie des torseurs est exploitée pour étudier les mobilités du mécanisme. À partir du système de contraintes appliqué sur la plateforme, quelques singularités sont identifiées. Enfin, la théorie de torseurs est utilisée pour déterminer la matrice jacobienne cinématique du robot sous une forme compacte.

Le chapitre 3 s'intéresse au dimensionnement d'un démonstrateur centimétrique. Quelques performances statiques sont choisies et analysées en fonction de la variation des dimensions géométriques. La conception et la fabrication d'un démonstrateur sont ensuite présentées. Une commande en position du robot clôt le chapitre à travers une démonstration de prise et insertion d'un objet millimétrique.

Une procédure de fabrication originale est détaillée dans le chapitre 4, permettant de mettre au point le premier démonstrateur de ce manipulateur à échelle miniature. Cette procédure permet d'intégrer de nouveaux élastomères dans des structures rigides de manière plus simple et rapide que les procédés existants.

Le chapitre 5 présente les premiers résultats d'une démarche analytique pour modéliser un mécanisme à articulations élastiques. L'objectif étant de commander le manipulateur proposé avec précision et en temps réel. La méthode est basée sur la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli. Elle est ensuite appliquée sur un mécanisme parallèle et les résultats obtenus sont comparés avec ceux obtenus avec un logiciel de simulation par éléments

finis.

Finalement, le chapitre 6 présente une seconde structure robotique destinée à des applications chirurgicales. Le mécanisme est ainsi modélisé et ses mobilités sont analysées en utilisant la théorie de torseurs. Suite à cette analyse, des singularités de contrainte sont obtenues. Un démonstrateur est réalisé en utilisant une machine d'impression 3D et commandé en position pour valider la structure et les modèles développés.

La conclusion générale présente une synthèse des travaux réalisés et des résultats obtenus ainsi que des perspectives comme suite possible à ces travaux.

ENJEUX ET APPLICATIONS DE LA MICROMANIPULATION ROBOTIQUE

Sommaire

1.1	Introduction	14
1.2	La micromanipulation	15
1.2.1	Le microassemblage	15
1.2.2	La manipulation et la caractérisation des cellules et des matériaux biologiques	17
1.2.3	La micromanipulation dans le médical	18
1.2.4	Synthèse	19
1.3	Objectifs de la thèse et problématiques à résoudre	19
1.3.1	Exactitude et répétabilité	19
1.3.2	Dextérité	20
1.3.3	Compacité	20
1.3.4	Robustesse	21
1.3.5	Synthèse	21
1.4	État de l'art des systèmes pour la micromanipulation	22
1.4.1	Micromanipulateurs sériels	22
1.4.2	Micromanipulateurs parallèles	24
1.4.3	Les stations d'assemblages	24
1.4.4	Les micro-préhenseurs	26
1.5	Les manipulateurs de taille miniature à liaisons élastiques	28
1.6	Les structures parallèles à plateformes configurables	33
1.7	Conclusion	36

Manipuler des micro-objets par des robots du même ordre de grandeur dans des espaces confinées est l'un des défis de la microrobotique. En effet, nous verrons dans ce chapitre qu'aucune solution de micromanipulation dextre par des micro-robots n'existe à ce jour. Afin d'en étudier les raisons et proposer une approche pour la synthèse et la conception de tels robots, nous allons étudier dans ce chapitre les solutions existantes en micromanipulation issues des laboratoires de recherches et des industriels afin d'en identifier les caractéristiques, les performances mais aussi les limites. Cette analyse sera ensuite complétée par une étude sélective au niveau de la bibliographie en robotique à l'échelle macroscopique sur les architectures cinématiques de robots avec un certain potentiel de miniaturisation. Cette étude multi-échelle nous permettra à la fin de ce chapitre de proposer une approche de synthèse et de conception de micromanipulateurs dextres qui seront développées dans les chapitres suivants.

1.1/ INTRODUCTION

La manipulation robotique des objets de petites dimensions représente un enjeu majeur pour le développement de produits hautement miniaturisés. Les scientifiques mènent de nombreux travaux pour le développement de nouveaux systèmes de micromanipulation versatiles et dextres. Leur objectif est de manipuler un ou plusieurs micro-objets avec un contrôle précis en position et en force. D'une manière générale, une manipulation repose sur des actions de saisie, de positionnement/orientation et de dépose/insertion d'un objet, souvent à l'aide d'un préhenseur. Dans ce contexte, la figure 1.1 présente l'échelle des dimensions des objets considérés par la micromanipulation.

La micromanipulation robotique est présente dans plusieurs domaines, tels que la biologie, l'instrumentation, la médecine, la micromécanique, etc. La microrobotique est un domaine pluridisciplinaire qui combine les problématiques classiques de la robotique (cinématique, actionnement, etc.) avec les complexités de la physique du micromonde.

La micromanipulation est une des problématiques majeures de la microrobotique. Elle peut être réalisée avec ou sans contact mécanique entre l'effecteur du robot et l'objet à manipuler. Pour les techniques de manipulation avec contact, nous pouvons définir un micromanipulateur comme étant un robot capable de réaliser des tâches dans le micromonde, c'est-à-dire interagir avec les objets de dimensions micrométriques [Régnier et al., 2008]. Il est fonctionnellement comparable à un robot traditionnel, la différence tient à l'effet d'échelle inhérent à la dimension de l'objet manipulé. Cette réduction d'échelle engendre de nouvelles contraintes d'ordres technique et physique. La prise en compte de l'ensemble de ces contraintes est indispensable afin de s'adapter à ce nouveau paradigme. La microrobotique n'est donc pas seulement un prolongement de la robotique traditionnelle, elle représente un domaine de recherche à part entière avec des caractéristiques particulières et des problématiques spécifiques à résoudre.

La micromanipulation revêt des contraintes diverses qui concernent notamment la nature de l'objet (dimensions, forme, matériau, etc.), l'environnement de manipulation (air ambiant, sous vide, etc.) ou encore la stratégie choisie pour effectuer la tâche. Les solutions développées nécessitent des connaissances plus ou moins détaillées des propriétés électriques et mécaniques des micro et nano-éléments (nanotubes, cellules, tissus, etc.). De ce fait, de nouveaux concepts robotiques exploitant ces propriétés sont proposés dans la littérature afin d'apporter de nouvelles fonctionnalités microrobotiques et d'en

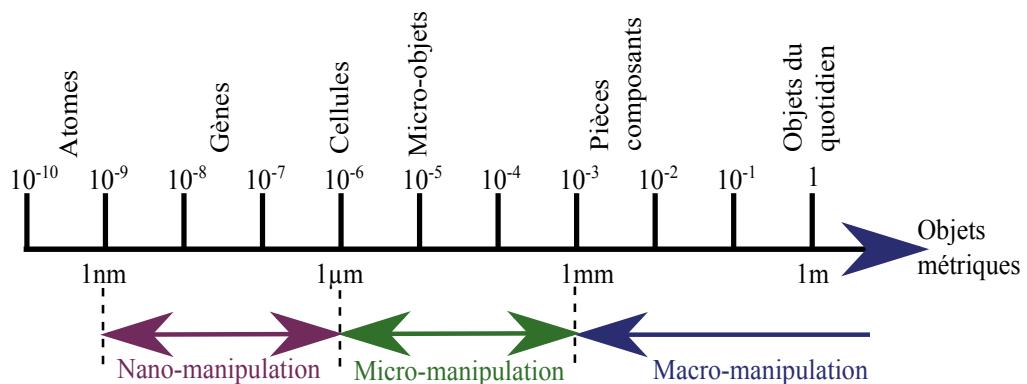


FIGURE 1.1 – Dimensions des objets concernés par la micromanipulation.

améliorer les performances.

Le propos de ce chapitre est d'analyser les approches existantes et d'en proposer de nouvelles pour répondre aux besoins de plus en plus exigeants. Cette étude examine ainsi les performances et limitations des systèmes existants du point de vue de la mobilité et de la dextérité.

1.2/ LA MICROMANIPULATION

Les nouveaux développements dans les domaines de la médecine et de l'électronique ont créé des besoins pour de nouveaux systèmes de micromanipulation. Il est difficile de citer de façon exhaustive les applications couvertes par la micromanipulation. Nous nous intéressons dans ce chapitre aux solutions de micromanipulation avec contact, qui ont plusieurs avantages tels que les grandes forces de blocages et la grande variété d'objets manipulables.

1.2.1/ LE MICROASSEMBLAGE

La complexité croissante des microsystèmes requiert de plus en plus des étapes d'assemblage. Les microcomposants manipulés possèdent des formes et des propriétés physiques diverses rendant indispensable l'utilisation de micromanipulateurs versatiles, répondant à des exigences en termes de dextérité (plusieurs degrés de liberté (DDL) en translation et en rotation), de précision et de compacité. Ces micromanipulateurs doivent comporter des fonctionnalités afin d'interagir avec le micromonde et réussir des tâches de microassemblage telles que la détection de l'objet manipulé, la préhension et le positionnement.

L'objectif d'un microassemblage est de construire un microsystème multi-composant qui possède des fonctionnalités permettant de répondre à des besoins industriels ou de recherche. Nous pouvons citer par exemple des nanocapteurs intégrant des nanofils ou des nanotubes de Carbone [Yang et al., 2016] ou des Microsystèmes opto-électro-mécaniques (MOEMS) utilisant des microlentilles ou des micro-miroirs [Clévy et al., 2014]. Les domaines d'applications sont très larges [Régnier et al., 2008]. Nous pouvons par exemple citer la micromécanique, la biologie, l'optique, etc.

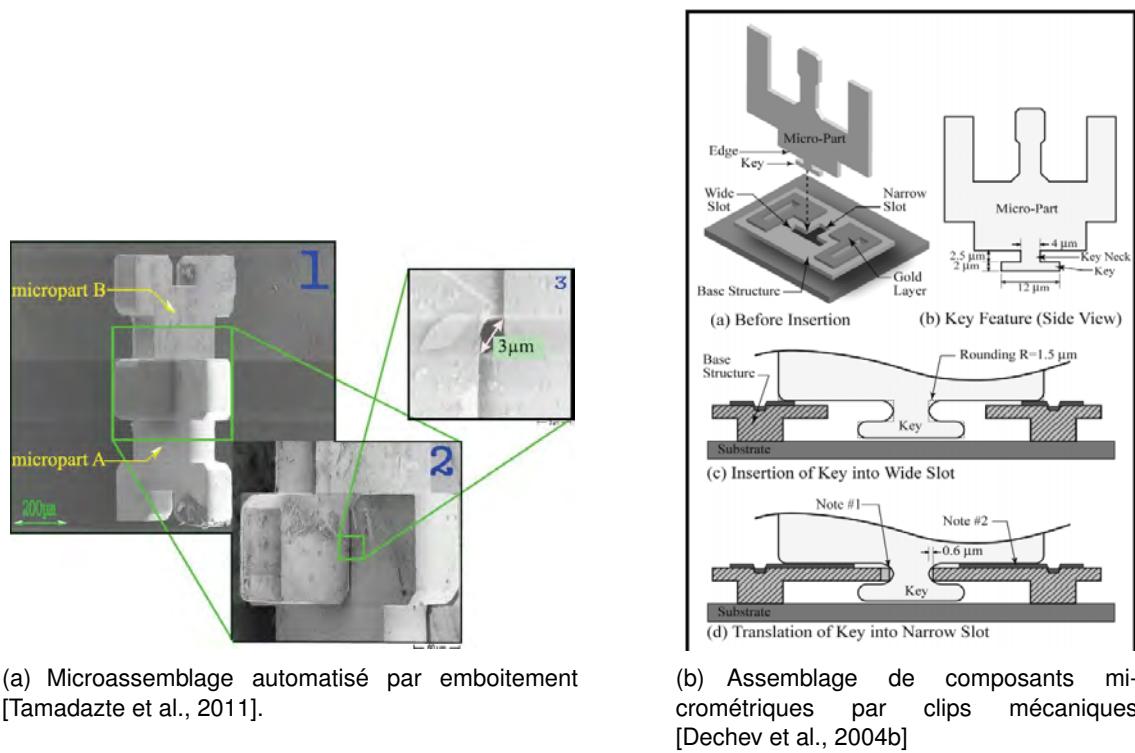


FIGURE 1.2 – Exemples d’assemblages des pièces micrométriques.

En plus des tâches de saisie des objets, l’assemblage comporte des étapes de solidarisation permettant d’aboutir au système final assemblé. En conséquence, une opération de microassemblage consiste à réaliser un positionnement relatif d’au moins deux composants et d’effectuer la liaison entre les différents micro-objets. De ce fait, la répétabilité requise dans certaines applications de microassemblage peut atteindre quelques centaines de nanomètres [Tamadazte et al., 2011] [Van Brussel et al., 2000] [Popa et al., 2004][Dechev et al., 2004b] (voir figure 1.2), voire moins.

La figure 1.3 présente deux exemples de systèmes micrométriques nécessitant des phases d’assemblages précises (μ maison FEMTO-ST [Rauch et al., 2018] et Assemblage 3D des MOEMS [Hollis et al., 2006]). L’une des problématiques les plus contraintes en micromanipulation concerne la réalisation de rotations. Pour cela, l’utilisation d’une structure robotique à plusieurs DDL qui porte un préhenseur est classique. Cependant, cette solution souffre de quelques limitations telles que l’encombrement [Grossard et al., 2013] et la vitesse limitée de déplacement [Diller et al., 2013].

Certains fabricants proposent des stations d’assemblage constituées de plusieurs robots et plusieurs effecteurs. Les manipulateurs à plusieurs pointes indépendantes permettent des déplacements complexes et de grandes amplitudes. Comme illustré dans la figure 1.4, ce type de stations est également très encombrant, mais permet une meilleure dextérité qu’un système robotique seul.

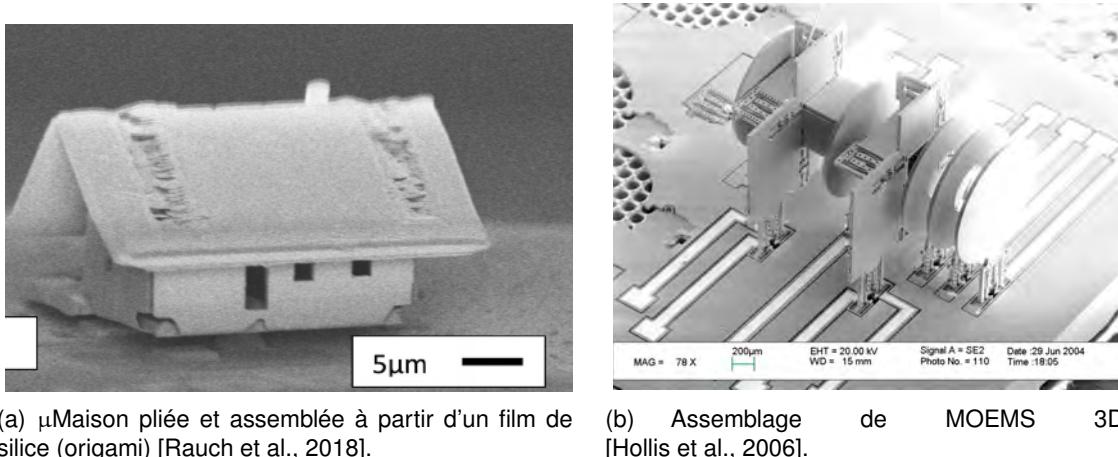


FIGURE 1.3 – Exemples d'assemblage de systèmes micrométriques.

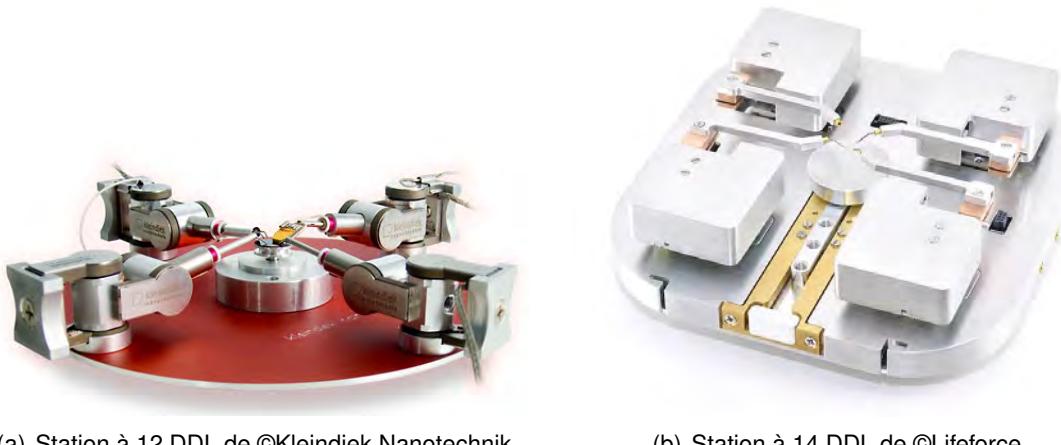


FIGURE 1.4 – Exemples de stations d'assemblages constituées par plusieurs structures robotiques sérielles

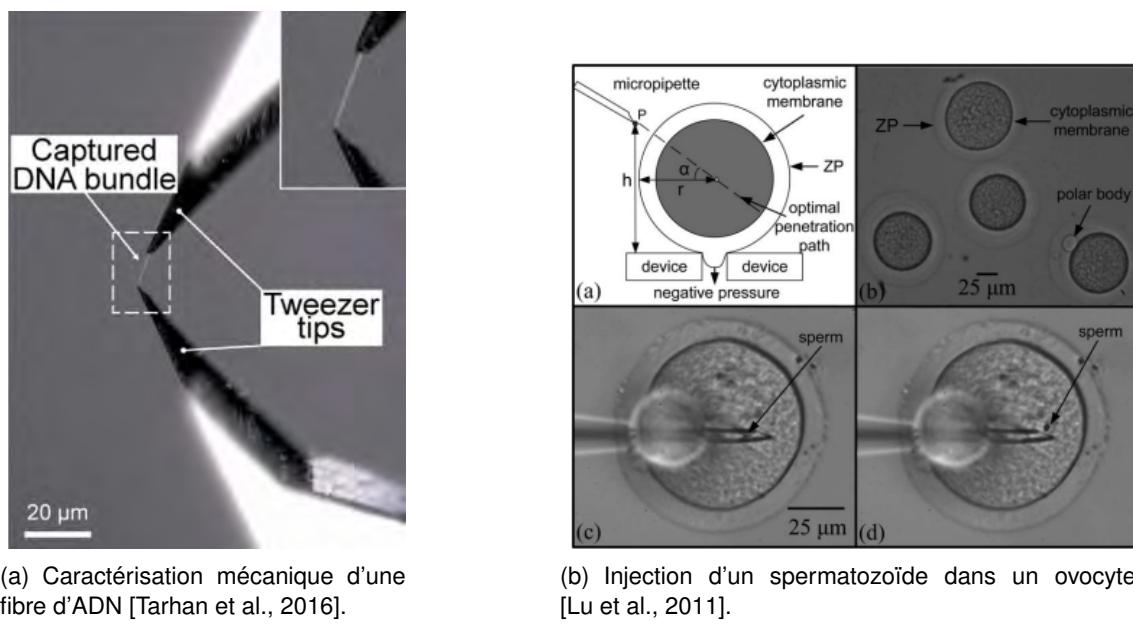
1.2.2/ LA MANIPULATION ET LA CARACTÉRISATION DES CELLULES ET DES MATERIAUX BIOLOGIQUES

Le domaine biomédical est l'un des secteurs les plus demandeurs de systèmes de micro-manipulation. Les opérations de manipulation des cellules sont particulièrement contraintes à cause de la manipulation en milieu liquide (liquide sanguin, sérum physiologique, etc.) ainsi que de la biocompatibilité des matériaux utilisés pour la manipulation.

L'une des approches les plus courantes repose notamment sur l'utilisation d'une pince optique. Cette technique de manipulation sans contact consiste à utiliser la réfraction d'un faisceau laser pour positionner un micro-objet biologique [Onda et al., 2012]. Cependant les techniques de manipulation sans contact (pinces optiques, champs magnétiques, diélectrophorèse, etc.) génèrent de faibles forces de blocage et sont limitées à une classe restreinte de micro-objets du fait que les méthodes de manipulation sans contact exploitent des propriétés géométriques et physiques particulières des micro-objets.

Par ailleurs, la micromanipulation est aussi utilisée pour caractériser mécaniquement des cellules biologiques. Étudier le comportement (élasticité, plasticité, etc.) de l'ADN, par exemple par spectroscopie de force, est une approche largement utilisée pour analyser sa dynamique moléculaire. Un système de manipulation avec contact est donc une alternative adaptée à la manipulation moléculaire précise avec un contrôle d'efforts [Tarhan et al., 2016] [Yamahata et al., 2008] (voir figure 1.5(a)).

L'injection cellulaire comme l'injection intracytoplasmique de spermatozoïde nécessite des systèmes automatiques performants capables de générer des forces contrôlées avec plusieurs DDL. Une pipette d'injection cellulaire montée sur microrobot à trois DDL en translation a été développée dans [Lu et al., 2011] (présentée dans la figure 1.5(b)). Le contrôle est assuré par un algorithme de suivi utilisant un asservissement visuel.



(a) Caractérisation mécanique d'une fibre d'ADN [Tarhan et al., 2016].

(b) Injection d'un spermatozoïde dans un ovocyte [Lu et al., 2011].

FIGURE 1.5 – Exemples de micromanipulation biologique

1.2.3/ LA MICROMANIPULATION DANS LE MÉDICAL

Dans le secteur médical, la microrobotique est utilisée pour le diagnostic, l'inspection et pour les opérations de chirurgie minimalement invasive. En manipulation intracorporelle, plusieurs contraintes s'ajoutent comme la biocompatibilité et l'environnement confiné. L'utilisation d'un microrobot dans le corps humain donne accès à des endroits restreints pour prélever des tissus pour le diagnostic, l'ablation ou pour un traitement plus efficacement grâce à la délivrance ciblée de médicaments [Chikhaoui et al., 2016]. Certains robots permettent aussi de renvoyer des informations en temps-réel vers le médecin grâce à des capteurs embarqués tels que des caméras et des tomographies en cohérence optique. Ces types de capteurs peuvent être exploités aussi bien pour le diagnostic que pour le guidage temps-réel du robot. L'un des robots qui utilise ce concept est le robot Da Vinci (voir figure 1.6) fabriqué par l'entreprise Intuitive Surgical dont le succès démontre la nécessité de la miniaturisation robotique pour l'avenir de la chirurgie.

Malgré les limites de son instrument laparoscopique en termes des mobilités (trois DDL [Madhani et al., 1998]), il a été rapidement adopté par la communauté médicale. Sa taille



(a) Robot et baie de commande.

(b) Manipulateur à trois DDL avec son instrument.

FIGURE 1.6 – Robot Da Vinci avec son instrument laparoscopique téléopéré.

miniature permet une insertion complète du système dans le corps du patient. Ce robot apporte une dextérité, une précision et une fiabilité bien meilleures.

Malgré l'engouement des systèmes robotiques pour la manipulation médicale, de nombreuses difficultés sont rencontrées dans le développement d'un manipulateur polyvalent, miniature et précis. Ces limites ont poussé les chercheurs à développer des solutions de conception et fabrication des systèmes et composants plus miniaturisés et plus dextres.

1.2.4/ SYNTHÈSE

Les domaines d'application de la micromanipulation sont nombreux et très variés. Les caractéristiques de l'objet manipulé (taille, géométrie, consistance, etc.), le milieu de manipulation, les mobilités et l'espace disponible sont autant de paramètres qui influent fortement sur la conception des systèmes de micromanipulation.

1.3/ OBJECTIFS DE LA THÈSE ET PROBLÉMATIQUES À RÉSOUDRE

Les recherches actuelles pour le développement de techniques de micromanipulation plus performantes sont primordiales pour des applications requérant des manipulateurs à plusieurs DDL et une grande dextérité. L'environnement de travail et l'espace disponible pour effectuer les opérations de manipulation imposent également des contraintes importantes dans la conception d'un micromanipulateur.

Par la suite, nous définirons les objectifs de la thèse pour aboutir à un système robotique de micromanipulation versatile.

1.3.1/ EXACTITUDE ET RÉPÉTABILITÉ

L'exactitude d'un robot est définie par l'écart moyen entre la position de commande et la position atteinte par l'effecteur (position et orientation). Cette différence est définie dans un repère de référence. La répétabilité représente, quant à elle, la capacité de l'effecteur à revenir à une position donnée. Elle qualifie la dispersion des points dans l'espace autour de la position moyenne. Un manipulateur précis est à la fois exact et répétable.

Il est très délicat d'atteindre des exactitudes et des répétabilités suffisantes pour des micromanipulateurs à plusieurs degrés de liberté à cause de l'accumulation de plusieurs défauts tels que : les résolutions des encodeurs (capteurs), les bruits électriques, les perturbations de l'environnement de travail (variation de température, vibrations mécaniques, etc.), les défauts des guidages mécaniques, les erreurs de modèles (géométrique par exemple), les déflections des segments de la structure, les jeux dans les articulations mécaniques et les boucles de commande [Ng et al., 2006] [Senturia, 2007], etc.

Ainsi, de manière synthétique, pour atteindre les précisions requises à l'échelle micrométrique, un micromanipulateur doit posséder des actionneurs performants, intégrer des moyens innovants de perception et mettre en œuvre des lois de commandes adaptées.

1.3.2/ DEXTÉRITÉ

La dextérité des microrobots de manipulation est un enjeu majeur pour la réalisation de microassemblages. Un manipulateur dexter est capable d'effectuer des mouvements et de transmettre des forces/couples dans toutes les directions [Siciliano et al., 2008]. Cet indice est un critère de performance qui dépend des caractéristiques géométriques du manipulateur ainsi que de la transmission de mouvements assurée par la structure cinématique [Ma et al., 2011]. La dextérité est une propriété locale du manipulateur et qui dépend de la configuration du robot. Elle évolue à l'intérieur de son espace de travail. Nous pouvons utiliser le conditionnement de la matrice jacobienne pour mesurer cette qualité. Une matrice parfaitement conditionnée aura un conditionnement proche de 1 alors qu'une matrice singulière aura un conditionnement qui tend vers l'infini. Un manipulateur est isotrope si sa matrice jacobienne est parfaitement conditionnée en au moins une configuration [Majou, 2004].

1.3.3/ COMPACITÉ

La compactité du micromanipulateur est souvent recherchée. En effet, un système compact peut opérer dans des endroits confinés et étroits. D'autre part, la faible masse en mouvement permet au manipulateur d'avoir de grandes dynamiques.

Les systèmes robotiques existant pour la micromanipulation sont souvent très volumineux en regard les dimensions des objets qu'ils manipulent. Ce point constitue une des raisons du manque de précision dû aux effets de dilatation thermique ainsi qu'aux défauts et aux vibrations mécaniques [Clévy, 2015].

Dans certaines applications de micromanipulation comme l'exploration intra-tubulaire [Rotinat-Libersa, 2001], le domaine médical [Ibrahim et al., 2015] ou la manipulation à l'intérieur d'un Microscope Électronique à Balayage (MEB) [Rauch et al., 2018], les espaces accessibles sont généralement peu volumineux et encombrés par les sous-systèmes périphériques.

Par exemple, la manipulation à l'intérieur d'un MEB, qui permet de visualiser des micro-objets de dimensions caractéristiques allant de quelques dizaines de nanomètres au millimètre, offre une profondeur de champ très large permettant plus de flexibilité de manipulation [Régnier et al., 2008]. Un MEB est composé d'une chambre à vide dans laquelle sont disposés les objets à manipuler, mais aussi le micromanipulateur. Le vide et l'isolement mécanique sont assurés à l'intérieur de cette chambre qui favorisent une fi-

bilité de la tache de micromanipulation. Par contre, son utilisation impose des contraintes significatives d'encombrement ainsi que de compatibilité des matériaux. Les différents manipulateurs et moyens de mesure doivent donc prendre en compte ces particularités.

Nous souhaitons étudier, dans le cadre de cette thèse, de nouveaux mécanismes compacts assurant la saisie et le positionnement de micro-objets.

1.3.4/ ROBUSTESSE

Un manipulateur ou un actionneur robuste est capable de garder ses performances statiques et dynamiques en présence de perturbations extérieures. Ainsi, il permet d'atteindre des positions désirées et de les maintenir avec précision dans un milieu non contrôlé [Chalvet et al., 2013].

La force qu'un micromanipulateur est capable d'appliquer par son organe terminal est un critère de performance qui permet de justifier son utilisation pour des tâches de micromanipulation. Lors de l'application d'une force extérieure sur l'organe terminal, si cette force dépasse la limite de robustesse du manipulateur, il est possible que la structure se déforme ou même s'endommage.

Comme la robustesse mécanique, les lois de commande influent également sur la stabilité du système. Une commande doit induire une bonne robustesse, pour compenser les erreurs de modélisation et rejeter les perturbations.

1.3.5/ SYNTHÈSE

Comme nous l'avons vu précédemment, de multiples applications sont couvertes par la micromanipulation. L'objectif de la thèse ne porte pas nécessairement sur une application précise, le but étant plutôt de répondre à certains besoins en micromanipulation par le biais d'un microrobot versatile. Nous nous focalisons donc sur le développement d'un microrobot dexter capable d'effectuer des opérations de manipulation avec les six DDL et dans des espaces confinés.

Tout d'abord, il paraît indispensable de se pencher sur le problème de compacité. Même si les actionneurs disponibles dans le commerce présentent des avantages de compacité et de précision suffisants pour la micromanipulation, nous n'avons pas trouvé des systèmes capables de générer les six DDL dans un volume millimétrique. De plus, les jeux mécaniques et les excentricités présents dans l'assemblage de ces actionneurs pour aboutir à des robots à plusieurs DDL limitent leurs utilisations dans le micromonde.

Il ne faut pas oublier que dans toutes tâches de micromanipulation avec contact, l'utilisation d'un préhenseur pour la phase de saisie est primordiale. Un système de préhension externe monté sur l'organe terminal d'un robot est la solution la plus répandue à l'échelle macrométrique. Cependant, à une échelle miniature, cette solution représente plusieurs inconvénients tels que l'encombrement et les problèmes de connexion. Une solution alternative devra ainsi être élaborée.

Il sera alors utile de se pencher sur les micromanipulateurs miniatures avec plusieurs DDL et d'analyser les méthodes d'actionnement et de fabrication employées à cette échelle pour le développement d'un micromanipulateur versatile (i.e. dexter, compact et précis).



(a) MM3A de Kleindiek® Nanotechnik.

(b) SmarGon de SmarAct® system.

FIGURE 1.7 – Exemples de systèmes robotiques commerciaux sériels pour la micromanipulation.

1.4/ ÉTAT DE L'ART DES SYSTÈMES POUR LA MICROMANIPULATION

Pour les applications de micromanipulation, l'étape de conception de la structure robotisée est primordiale afin d'assurer une grande dextérité de manipulation et un grand espace de travail. Afin de répondre à ce besoin, des microrobots à plusieurs DDL ont été développés. La plupart de ces microrobots sont inspirés de la miniaturisation des robots traditionnels. Par conséquent, les structures résultantes peuvent être de type serielle, parallèle ou hybride.

1.4.1/ MICROMANIPULATEURS SÉRIELS

Les robots à structures sérielles possèdent des chaînes cinématiques ouvertes qui consistent en une succession de corps rigides liés entre eux par des liaisons mécaniques motorisées [Siciliano et al., 2016].

Plusieurs entreprises proposent des robots sériels pour la micromanipulation. Par exemple, la société Kleindiek Nanotechnik commercialise le robot MM3A, illustré en figure 1.7(a), inspiré des bras robotiques traditionnels. Ce microrobot génère 3 degrés de liberté (deux rotations et une translation). Il permet d'atteindre des résolutions en translation de 0.5 nm et 10^{-7} rad en rotation pour chaque axe, avec une force de blocage sur son effecteur de 1 N. L'entreprise Smaract propose, quant à elle, un manipulateur à 6 DDL (voir figure 1.7(b)) avec des résolutions en rotation supérieures à 1.7 μ rad et 5 nm en translation.

Dans le domaine de la recherche, nous trouvons plusieurs structures sérielles destinées à des applications médicales [Piccigallo et al., 2010] [Rivas-Blanco et al., 2014]. Par exemple, l'université de Nanyang à Singapour a proposé un système de chirurgie par orifices naturels composé de deux bras robotiques télé-manipulés [Phee et al., 2009]. Chaque bras est constitué de quatre articulations disposées en série comme illustré sur

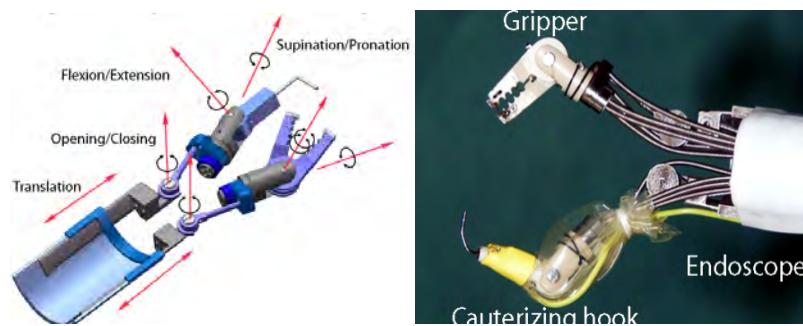
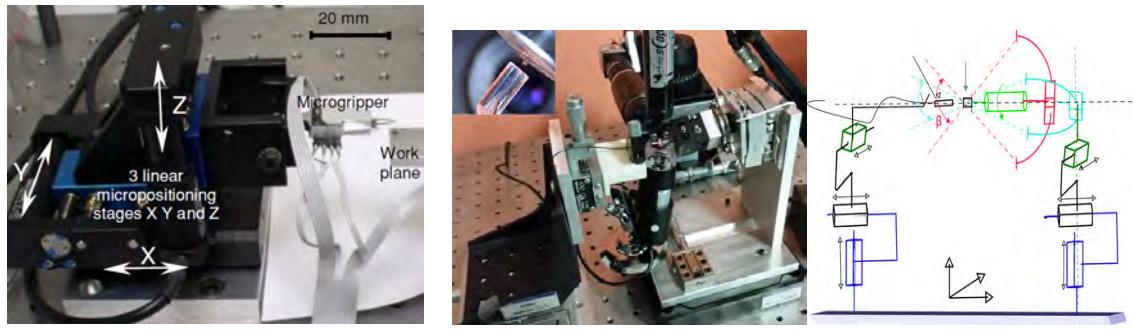


FIGURE 1.8 – Bras robotiques développés par l'université de Nanyang à Singapour pour la chirurgie [Phee et al., 2009].



(a) Pröhseur fixé sur 3 actionneurs linéaires (X,Y et Z) monté en série [Clévy et al., 2005].
(b) Station de micromanipulation pour l'alignement des microcomposants optiques composée de deux structures robotiques sérielles [Bettahar et al., 2017].

FIGURE 1.9 – Photographies des manipulateurs sériels dans la recherche

la figure 1.8. D'autres structures sont développées pour répondre à des besoins de microassemblage. Elles consistent souvent en un assemblage de plusieurs actionneurs linéaires et rotatifs de commerce (avec des répétabilités micro ou nanométriques) assurant un positionnement de son effecteur souvent fixé sur l'organe terminal de la structure [Clévy et al., 2005] [Bettahar et al., 2017] (voir la figure 1.9).

Les avantages ainsi que les inconvénients de ce type de manipulateurs sont liés principalement au fait que chaque élément de la structure maintient un actionneur agissant sur le reste des éléments qui suivent. Cette disposition architecturale permet d'atteindre un espace de travail relativement important. En contrepartie, des inconvénients apparaissent :

- les éléments (organes et actionneurs) proches de la base sont soumis à des efforts importants liés à la masse du robot,
- la précision statique de l'effecteur est fonction des déformations et des erreurs géométriques des éléments constituants ainsi que de la précision des actionneurs et de jeux dans les articulations. Pour ce type d'architecture, ces effets ont tendance à s'accumuler et contribuent à diminuer la précision de l'organe terminal,
- les dynamiques de ces structures sont souvent faibles à cause de la masse en mouvement.

1.4.2/ MICROMANIPULATEURS PARALLÈLES

Un manipulateur parallèle est composé d'un élément de base fixe et un organe terminal (souvent appelé plateforme) à n degrés de liberté, reliés entre eux par au moins deux chaînes cinématiques indépendantes [Merlet, 2006].

Pour certaines applications, les architectures parallèles se montrent plus performantes. Ces robots présentent comme avantage une grande rigidité, due à la disposition des bras en parallèle, tout en ayant un ratio masse transportable/masse en mouvement plus important que celui des robots sériels. De plus, les actionneurs peuvent être montés sur la base fixe allégeant ainsi les parties en mouvement. Ainsi, de grandes accélérations, dépassant 20G, peuvent être atteintes [Pierrot et al., 1991] [Vivas et al., 2003] [Ozgur et al., 2013] [Xie et al., 2015].

La société Asyrl a, par exemple, choisi d'adopter une structure robotique parallèle inspirée du robot Delta, qu'elle commercialise sous le nom de Pocket-Delta (voir figure 1.10(a)). Cette structure est communément nommée "parallélogramme spatial" car elle peut garantir le parallélisme entre la plateforme mobile et la base fixe. Ce Pocket-Delta est capable de générer 3 DDL en translation avec une répétabilité de 2 μm . Les dimensions de ce robot sont de $200 \times 120 \times 120 \text{ mm}^3$ pour un volume de travail de $80 \times 80 \times 30 \text{ mm}^3$. Possédant un temps de cycle très faible (0.4 s en manipulant des objets de 10 g), ce robot est surtout destiné aux industries électronique et horlogère pour des tâches de "prise-dépose" rapides. La figure 1.10(b) présente un hexapod de chez Smaract capable d'assurer les 6 DDL (les 3 translations et les 3 rotations) avec une répétabilité de $\pm 200 \text{ nm}$ dans son espace de travail.

Des robots médicaux à structures parallèles ont été proposés par des laboratoires de recherche. Nous pouvons citer le robot MIPS avec ses trois DDL [Merlet, 2002] et le manipulateur à quatre DDL pour la chirurgie minimalement invasive [Ibrahim et al., 2015]. Dans le registre du microassemblage, nous trouvons le robot miniature de structure SCARA développé à l'université de Braunschweig [Burisch et al., 2007]. Ce manipulateur offre quatre DDL dans un espace de travail de $60 \times 45 \times 20 \text{ mm}^3$ et une répétabilité de 14.1 μm .

Cependant, par rapport aux robots sériels, les volumes de travail des structures parallèles sont limités en regard du volume total du mécanisme. Ceci est particulièrement remarquable au niveau des orientations qui peuvent être limitées par les collisions internes et les positions singulières.

1.4.3/ LES STATIONS D'ASSEMBLAGES

De nombreuses équipes de recherches étudient et développent des systèmes robotiques assurant une grande flexibilité de manipulation (micro-objets avec différents formes et matériaux constituants) avec plusieurs DDL. Ces stations de microassemblages sont constituées d'un ou plusieurs systèmes robotiques (sériels ou parallèles) assurant la saisie et la manipulation des micro-objets. Les substrats sur lesquels sont placés les micro-objets sont parfois également mobiles [Bettahar et al., 2017] [Rabenorosoa et al., 2009] (voir figure 1.11).

L'équipe de Dan Popa a proposé une station d'assemblage avec six DDL (figure 1.12(b)) répartis selon trois systèmes de manipulations, un système de positionnement de sub-

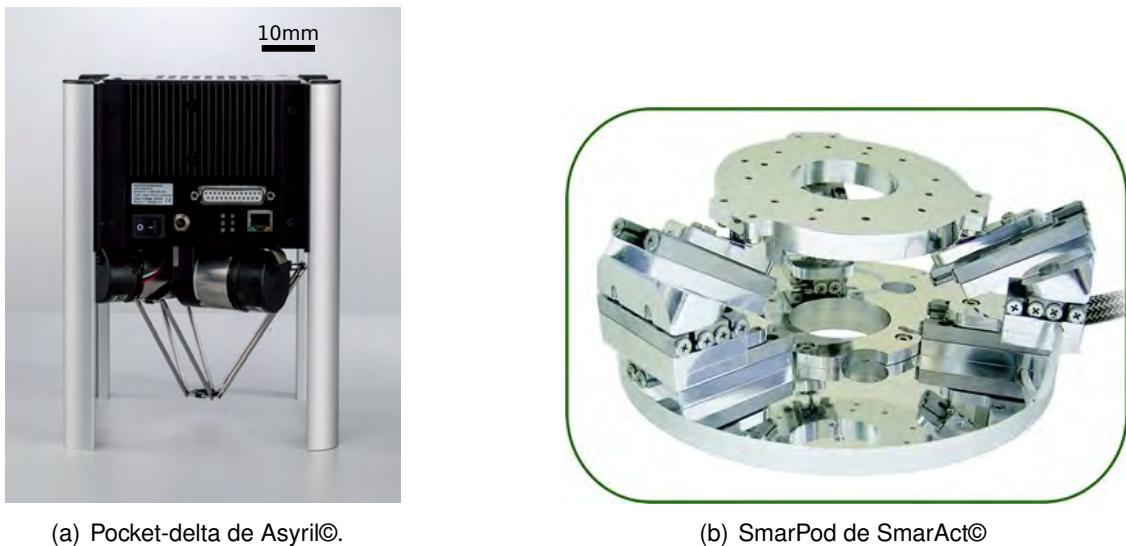


FIGURE 1.10 – Exemples des micropositionneurs commerciaux

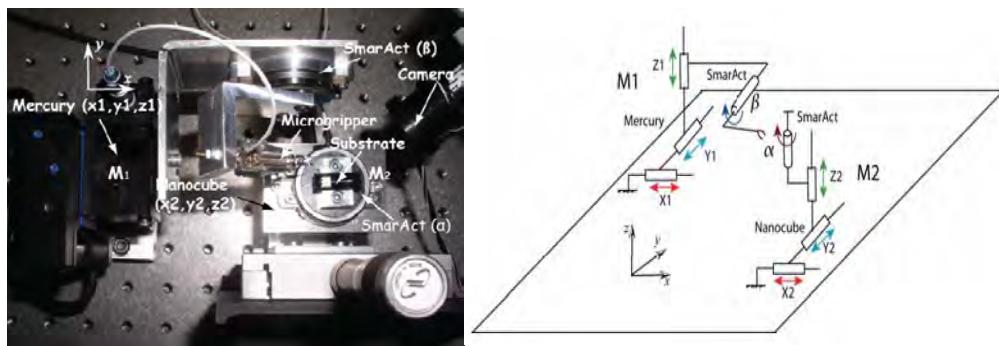


FIGURE 1.11 – Station de microassemblage avec substrat mobile [Rabenorosoa et al., 2009].

strat d'assemblage manuel (trois DDL), deux systèmes robotiques pour la saisie (chacun trois DDL) et un outil annexe fixe [Wason et al., 2012]. Les assemblages sont réalisés par commande en boucle ouverte.

Ces stations possèdent plusieurs avantages intéressants pour le microassemblage et la caractérisation des micro-objets puisqu'ils peuvent être commandés de manière téléopérée ou de manière automatique pour augmenter la cadence. Cependant, leurs inerties, leurs jeux dans les articulations et la dilatation thermique dans les milieux non contrôlés engendrent des problèmes de stabilité et de répétabilité qui les rendent difficilement compatibles avec les applications de micromanipulation [Régnier et al., 2008]. De plus, leurs encombrements sont généralement supérieurs à quelques décimètres cubes qui rend difficile leur intégration dans un environnement de manipulation tel qu'un MEB.

Afin de pallier certains problèmes liés à la précision de positionnement du robot, un système de vision peut être utilisé. Cependant, même si des capteurs de vision fortement résolus et possédant un faible bruit existent, la faible profondeur de champ des microscopes optiques est très contraignante. Afin d'atténuer cet effet, plusieurs systèmes de vision sont souvent utilisés simultanément et pré-focalisé sur des plans de travail ou des configurations clé. Une solution plus efficace pour pallier au problème de profondeur

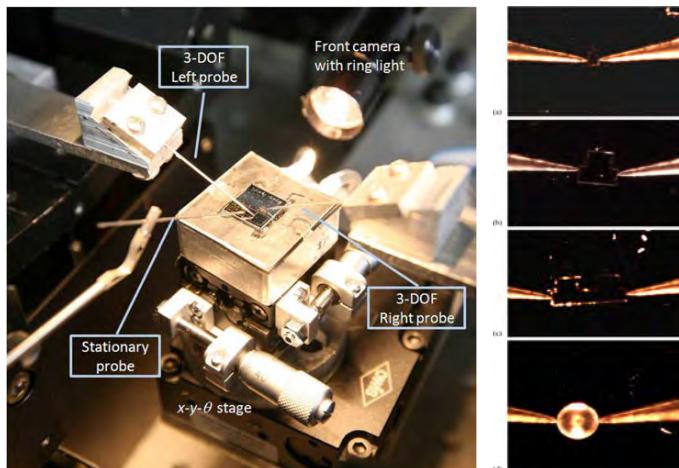


FIGURE 1.12 – Station de microassemblage automatisé [Wason et al., 2012].

de champ serait la manipulation sous MEB, à condition de satisfaire aux contraintes de confinement imposées par la chambre sous-vide.

1.4.4/ LES MICRO-PRÉHENSEURS

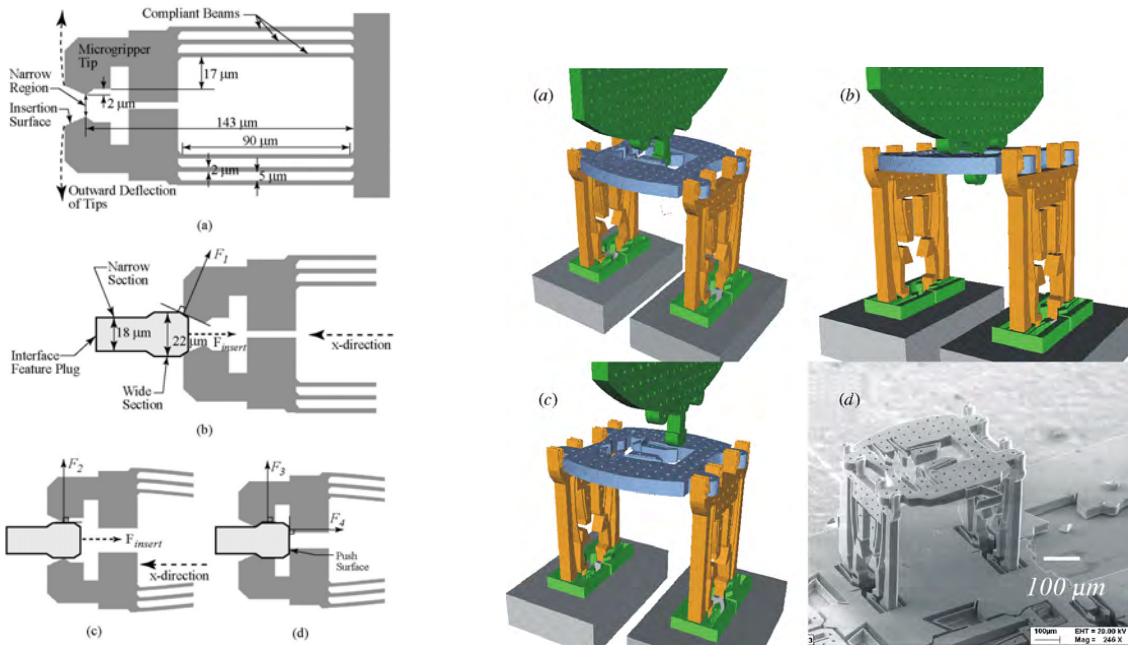
La manipulation nécessite un système robotique permettant la génération des mouvements (translations et rotations) relatifs entre la position de départ et la position désirée, mais aussi un système de préhension pour saisir les objets. Après avoir vu les principales structures robotiques existantes pour la micromanipulation, nous allons nous intéresser dans cette partie aux systèmes de préhension.

Souvent le choix du préhenseur est en accord avec la stratégie de manipulation et les contraintes durant les tâches d'assemblage. L'utilisation des outils de préhension pour la manipulation fait intervenir une force de serrage et des forces de frottement. À l'échelle macroscopique, la prise des pièces est assurée pour autant que ces forces de frottement soient supérieures à la gravité, alors que dans le micromonde, les forces prépondérantes sont les forces d'adhésion entre l'objet et son support.

Dans la littérature, de très nombreux systèmes de préhension ont été développés. Ces micro-préhenseurs se différencient notamment en fonction de leurs mobilités, structures cinématiques ainsi que selon leurs principes d'actionnement. Les plus répandus sont fondés sur l'utilisation de pinces, de pointes, de préhenseurs à dépression ou d'effets d'adhésion (capillarité, Van der Waals, etc.).

Les préhenseurs peuvent être classés en deux catégories : passifs et actifs. Un préhenseur est passif s'il n'utilise pas de système d'actionnement pour effectuer la saisie. Une compliance est généralement introduite soit sur le préhenseur [Dechev et al., 2004a] [Dechev et al., 2004b] soit sur les micro-objets manipulés [Tsui et al., 2004] pour la saisie de l'objet (voir figure 1.13). Cependant, ces techniques sont dédiées à chaque application avec des dimensions d'objets prédéfinies. Si l'application ou l'objet change, une nouvelle étude complète de processus de conception est indispensable.

Les micro-préhenseurs actifs sont souvent constitués d'une structure élastique, dont la déformation est contrôlée par un ou plusieurs actionneurs. Les préhenseurs de



(a) Étapes de saisies d'un micro-objet par une micropince déformable [Dechev et al., 2004a].

(b) Illustrations des étapes d'assemblages et une image MEB de la structure assemblée [Tsui et al., 2004].

FIGURE 1.13 – Exemples d'assemblages de microsystèmes avec des préhenseurs passifs.

type micro-pinces sont les plus répandus dans les applications de microassemblage. Ils exploitent différents types d'actionnements pour saisir et manipuler des micro-objets (électrothermique [Chronis et al., 2005][Pan et al., 1997], piézoélectrique [De Lit et al., 2004] [Xiao et al., 2011] [Hériban et al., 2008] [Wang et al., 2013], électrostatique [Chen et al., 2008] [Beyeler et al., 2007], etc.).

Ces préhenseurs sont très versatiles puisqu'ils peuvent être utilisés pour manipuler un grand choix de matériaux et de géométries de micro-objets. En revanche, leur comportement est le plus souvent non linéaire ce qui nécessite une modélisation complexe ou l'intégration de capteurs pour améliorer leur stabilité [Clévy, 2015]. L'utilisation d'un actionnement piézoélectrique offre un faible temps de réponse, de bonnes résolutions de déplacement et une force de serrage relativement importante. Cependant, leur déformation est faible et nécessite généralement un système d'amplification des mouvements.

Depuis quelques années, des micro-préhenseurs avec deux doigts à plusieurs DDL ont été proposés et réalisés [De Lit et al., 2004] [Korhonen et al., 2005]. L'utilisation de deux doigts indépendants permet de générer jusqu'à 6 DDL [Zhou et al., 2006] (figure 1.15(a)) et donc la réalisation de séquences d'assemblages plus complexes. Cependant, leurs plages de déplacements restent limitées.

Pour améliorer la dextérité de ces micro-pinces, des préhenseurs actifs utilisant plusieurs pointes indépendamment actionnées afin de saisir et manipuler des micro-objets ont été proposées. Chacune de ces pointes mobiles est montée sur un porteur robotique à quelques DDL permettant d'atteindre de larges amplitudes de déplacement [Krishnan et al., 2007] [Das et al., 2007] [Wason et al., 2012] [Brazey et al., 2016] [Seon et al., 2018]. Ces préhenseurs permettent d'avoir une grande dextérité de mani-

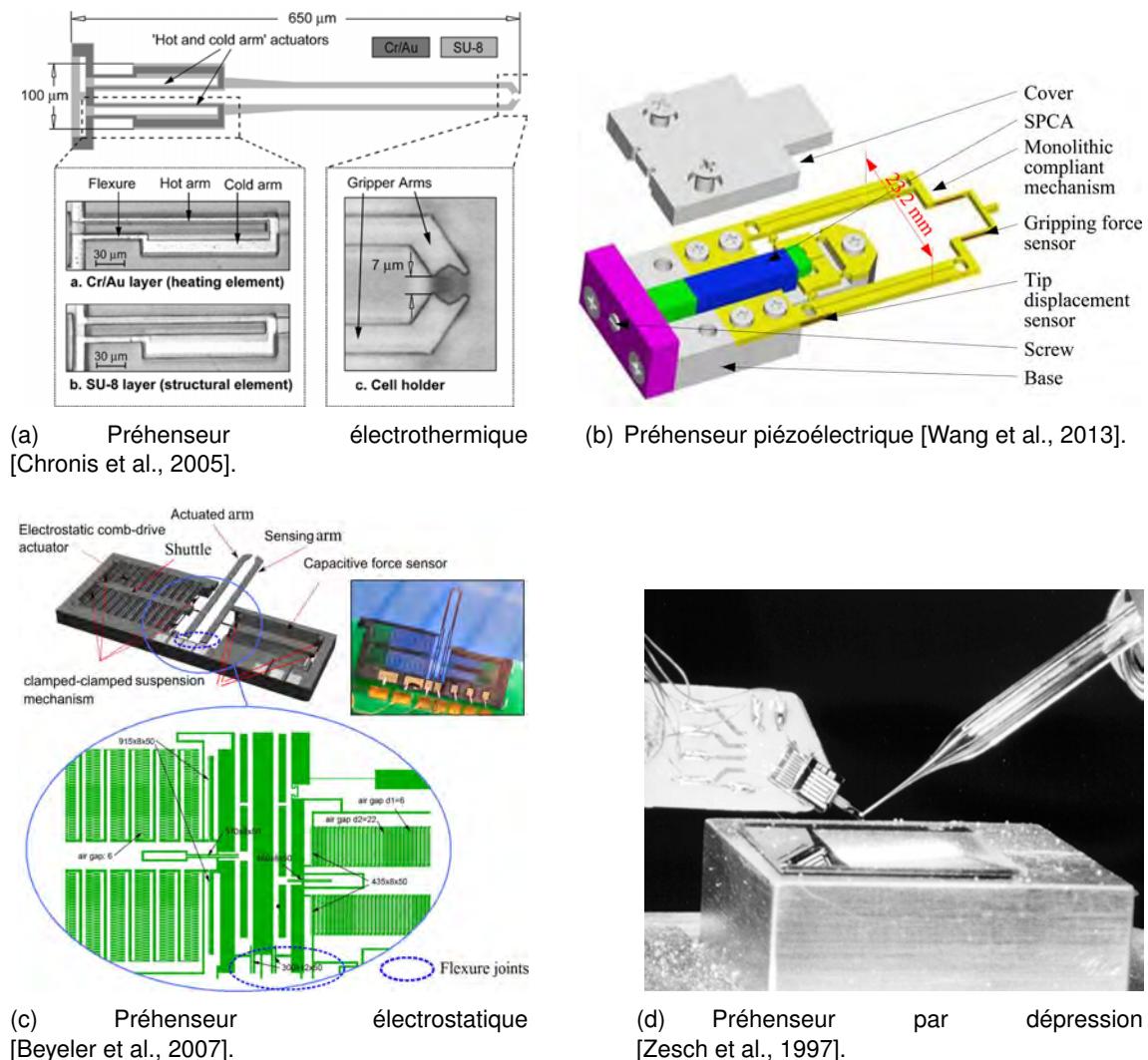


FIGURE 1.14 – Photographies de préhenseurs avec quatre types d'actionnements

pulation mais ils sont généralement très encombrants. La génération de trajectoires des doigts est également complexe et nécessite soit une bonne estimation des propriétés de l'objet à manipuler (dimensions, matériau, etc.) soit des algorithmes d'apprentissages performants [Venkatesan et al., 2018].

1.5/ LES MANIPULATEURS DE TAILLE MINIATURE À LIAISONS ÉLASTIQUES

Pour des raisons de compacité et de précision, les recherches menées sur les positionneurs dédiés à la micromanipulation font intervenir de nouveaux types d'architectures. Ces mécanismes utilisent des articulations élastiques. Ces articulations permettent d'éviter les problèmes de jeux mécaniques et assurent alors des grandes précisions de positionnement de l'organe terminal du robot.

Plusieurs types d'actionnements sont employés dans ces structures. Cependant, les ac-

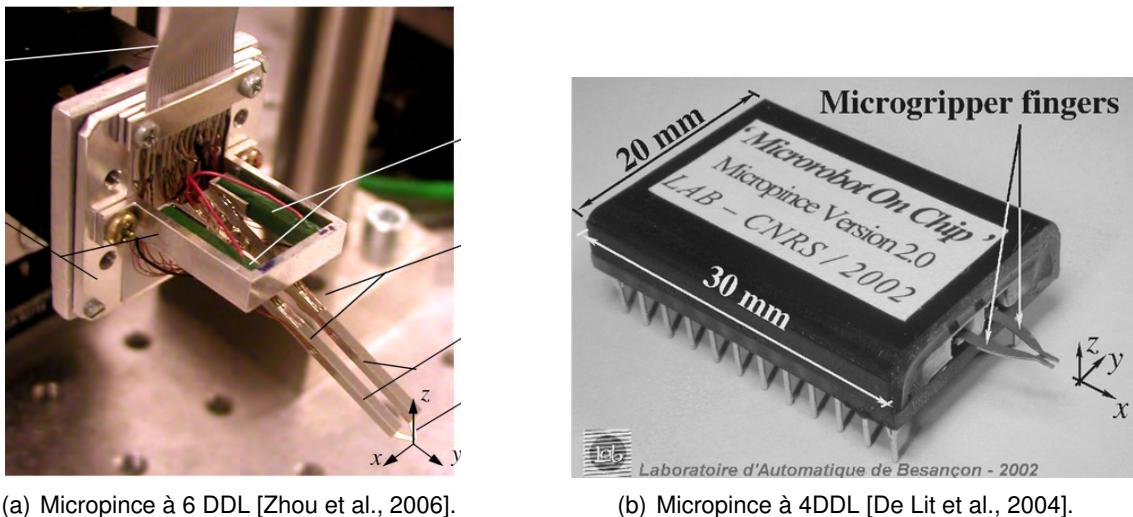


FIGURE 1.15 – Photographies de deux pinces à plusieurs DDL.

tionneurs piézoélectriques et électrostatiques de type comb-drive sont les plus répandus. Les micro-positionneurs utilisant des actionneurs piézoélectriques présentent souvent une architecture élastique usinée de manière traditionnelle. Ils sont donc souvent de grande taille (quelques dizaines de millimètres) en comparaison avec les déplacements qu'ils permettent de générer.

Les actionneurs électrostatiques étant microfabriqués par des techniques de fabrication en salle blanche, la structure complète du micro-positionneur est réalisée en même temps dans une structure monolithique ce qui permet d'éliminer la phase d'assemblage.

Les positionneurs à cette échelle miniature peuvent être classés en deux catégories : les structures planes et hors-plan. Les mécanismes planaires permettent de générer des déplacements jusqu'à 3 DDL (deux translations T_x , T_y et une rotation R_z). Ils sont inspirés de certains robots parallèles planaires à l'échelle macroscopique. Ce sont des structures constituées d'une plateforme mobile en liaison avec des éléments actifs. Les structures hors-plan regroupent les robots assemblés pour générer des déplacements tridimensionnels.

Dans la conception et la fabrication des systèmes MEMS, les caractérisations de résolution, stabilité, course, vitesse et force sont des défis à relever. Le tableau 1.1 présente des exemples de positionneurs MEMS à plusieurs degrés de liberté. Ces positionneurs sont classés selon leurs nombres de degrés de liberté, courses, type d'actionnement et type d'articulation.

De nombreux mécanismes hors-plans présentés dans le tableau 1.1 sont utilisés pour des applications d'optique adaptative (micromiroirs, microlentilles, etc.) [Singh et al., 2005] ou pour le positionnement de micro-objets [Brouwer et al., 2010]. Généralement, les micromiroirs nécessitent d'avoir deux DDL en rotations, tangage et roulis, afin d'orienter un faisceau laser ou de projeter une image. Certaines applications comme la microchirurgie nécessitent l'utilisation de micromiroirs compacts intégrables dans un laryngoscope. L'espace disponible pour ces mécanismes est de l'ordre de quelques centaines de millimètres cubes [Lescano et al., 2015].

Pour les positionneurs de micro-objets, nous pouvons par exemple citer la table XYZ de

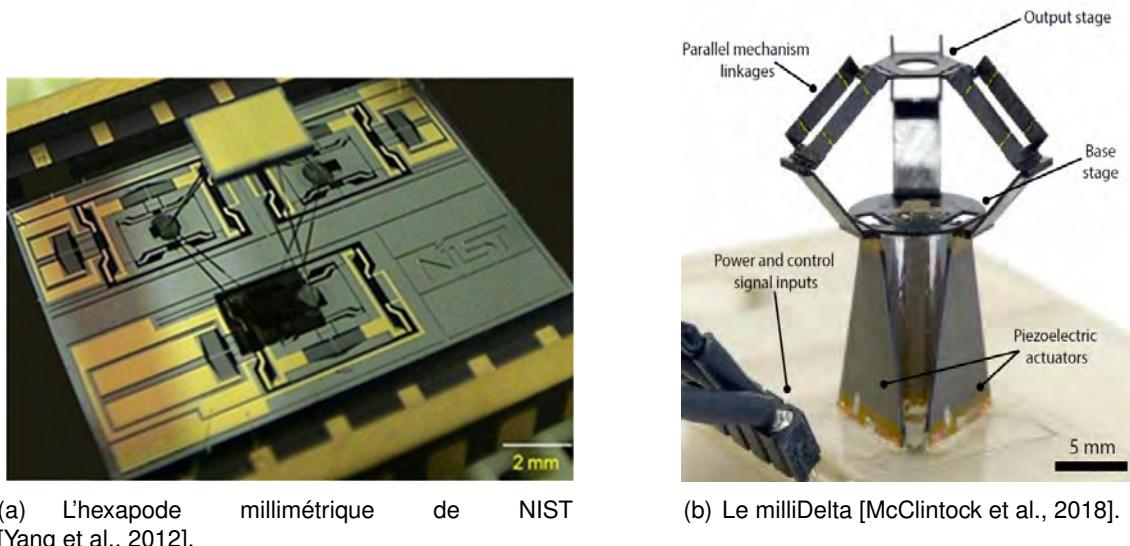


FIGURE 1.16 – Exemples de micromanipulateurs miniatures.

[Liu et al., 2007] qui possède un espace de travail de $\pm 12 \times 12 \times 13.5 \mu\text{m}$ avec une répétabilité inférieure à 17.3 nm dans toutes les directions. Cette table supporte un substrat, sur lequel sont disposés les micro-objets. Pour saisir et manipuler des objets, un préhenseur extérieur doit être coordonné avec cette table.

Une particularité de ces structures est l'utilisation de moyens d'articulation spécifiques. Les structures monolithiques élastiques sont très répandues à l'échelle micrométrique. Les articulations élastiques sont représentées sous plusieurs formes, chacune fournissant des propriétés différentes de déformation. Les déformations angulaires des articulations élastiques de ces mécanismes monolithiques sont généralement faibles et par conséquent leurs espaces atteignables. Par exemple, la fabrication de l'hexapode de NIST [Yang et al., 2012] (figure 1.16(a)) fait intervenir des articulations élastiques circulaires par amincissements locaux dans les zones des liaisons. Les simulations par éléments finis ont démontré que chaque articulation est capable de se flétrir (θ_x et θ_y) jusqu'à 0.8° et de tourner autour de son axe θ_z jusqu'à 1.6° avec un facteur de sécurité de 1.5 avant d'atteindre la limite d'élasticité du matériau [Shi et al., 2013]. Théoriquement, en se basant sur ces valeurs de déformations, le manipulateur est capable de générer un déplacement selon l'axe z de 1160 μm , deux rotations selon x et y de 0.5° et une rotation autour de l'axe z de 1.2°.

D'autres positionneurs font intervenir des élastomères dans les zones d'articulation pour augmenter leurs amplitudes de déformations. Dans le cas de McClintock [McClintock et al., 2018], les articulations (pivots) sont faites à partir d'un film en polyimide et les débattements obtenus sont de l'ordre de ±45° (voir figure 1.16(b)). En conséquence, un espace de 7.01 mm^3 est atteignable par l'effecteur. En revanche, la répétabilité de ce mécanisme n'est que de 5 μm , ce qui est moins répétable que les mécanismes monolithiques.

Les systèmes présentés dans le tableau 1.1 sont compacts et rapides. Leur utilisation à des fins de micromanipulation est donc pertinente même si leurs développements sont complexes et que leurs plages de déplacement sont limitées.

TABLE 1.1 – Exemples de micromanipulateurs intégrés à plusieurs degrés de liberté

Référence	DDL	Courses	Actionnement	Articulations
Structures planes				
[De Jong et al., 2006]	T_x , T_y et R_z	$\pm 10\mu\text{m}$ et $\pm 2^\circ$	Électrostatique	Amincissements locaux
[Yi et al., 2003]	T_x , T_y et R_z	$\pm 100\mu\text{m}$ et $\pm 0.1^\circ$	Piézoélectrique	Amincissements locaux
Structures hors-plans				
[Chu et al., 2011]	R_x et R_y	$\pm 5^\circ$	Électrostatique	Flexion des jambes
[Lescano et al., 2015]	R_x et R_y	$\pm 15^\circ$	Piézoélectrique	Film en polyimide
[McClintock et al., 2018]	T_x , T_y et T_z	7.01mm^3 (Espace de travail)	Piézoélectrique	Film en polyimide
[Liu et al., 2007]	T_x , T_y et T_z	$\pm 12\mu\text{m}$ ($T_{x,y}$) $\pm 3.5 \mu\text{m}$ (T_z)	Électrostatique	Flexion des jambes
[Singh et al., 2005]	T_z , R_x et R_y	$\pm 60 \mu\text{m}$ et $\pm 10^\circ$	Thermique bimorphe	Flexion des jambes
[Aktakka et al., 2013]	T_z , R_x et R_y	$\pm 42 \mu\text{m}$ et $\pm 2.3^\circ$	Piézoélectrique	Flexion des jambes
[Tung et al., 2005]	T_z , R_x et R_y	$\pm 5 \mu\text{m}$ et $\pm 1.2^\circ$	Électrostatique	Articulations en PDMS
[Zhang et al., 2005]	6 DDL	$\pm 1.4 \times 1.4 \times 10.8\mu\text{m}$ ($T_{x,y,z}$) — $R_{x,y,z}$	Piézoélectrique	Flexion des jambes
[Chen et al., 2006]	6 DDL	$\pm 8 \times 12 \times 8\mu\text{m}$ ($T_{x,y,z}$) $\pm 1.1 \times 1 \times 1.9^\circ$ ($R_{x,y,z}$)	Électromagnétique	Flexion des jambes
[Brouwer et al., 2010]	6 DDL	$\pm 20 \mu\text{m}$ et $\pm 3^\circ$	Électrostatique	Amincissements locaux
[Yang et al., 2012]	6 DDL	$\pm 60 \times 62 \times 41\mu\text{m}$ ($T_{x,y,z}$) $\pm 1.4 \times 1.5 \times 2.4^\circ$ ($R_{x,y,z}$)	Électrothermique	Amincissements locaux

SYNTÈSE

Les éléments présentés jusqu'ici (structures robotiques, actionneurs, préhenseurs, etc.) peuvent être intégrés pour réaliser un système de micromanipulation. Cependant, la plupart de ces systèmes sont destinés à des applications précises. Peu d'équipes de recherche se sont penchées sur des systèmes versatiles pour des applications multiples.

À l'heure actuelle, les solutions de micromanipulations citées ci-dessus présentent des limitations pour l'assemblage à l'échelle micrométrique. Ceci en particulier lorsque le robot doit saisir et déplacer des micro-objets d'une manière répétable et stable dans un espace confiné. La conception d'un micromanipulateur requiert la prise en compte d'un grand nombre de paramètres liés d'une part à l'interaction du micro-robot avec son environnement et d'autre part aux performances requises pour manipuler des micro-objets.

Le choix d'actionnement, la conception du manipulateur et les techniques de fabrication disponibles influent fortement sur les dimensions caractéristiques du micro-robot et sur ses performances. La prise en compte de contraintes de fabrication spécifiques à ces échelles dès les premières phases de conception est de plus primordiale.

Les recherches dans le domaine de la microrobotique ont fait des avancées considérables permettant de fabriquer des mécanismes de quelques centimètres cubes de volume. De nombreux microrobots ont ainsi été développés avec non seulement différents types d'actionnements mais aussi des conceptions intégrants des articulations souples permettant de pallier certains inconvénients des structures robotiques classiques. De plus, un mécanisme avec des articulations élastiques est plus facile à miniaturiser. Ainsi, nous pouvons citer les avantages suivants :

- absence de lubrification, frottement sec, jeux mécaniques et d'usure ;
- grandes répétabilités de mouvement ;
- compatibilité avec les environnements non contrôlés ou dans des milieux liquides, mais aussi en milieu hospitalier et dans les salles blanches.

Cependant, nous pouvons aussi noter des inconvénients lors de l'utilisation de ces articulations :

- faibles plages de déformations typiquement contraints par les limites d'élasticité des matériaux ;
- effet de fatigue du matériau ;
- complexité de modélisation ;
- comportement non-linéaire.

Pour réaliser les tâches de micromanipulation, un système permettant la saisie est monté soit sur l'organe terminal d'un robot soit sur une plateforme fixe. En conséquence, les contraintes d'encombrement, de visualisation, d'interfaçage opérateur et de câblage peuvent s'avérer très limitantes. Ces problèmes sont à résoudre surtout pour la manipulation dans des endroits confinés.

L'objectif de cette thèse consiste à développer un micromanipulateur compact permettant de générer de grandes plages de déplacements tout en assurant une préhension intégrée. A notre connaissance, l'état de l'art en microrobotique ne fait état daucun robot de ce type. Néanmoins, des robots à l'échelle macroscopiques intégrant la préhension ont déjà été développés. La section suivante présente quelques structures de ce type.

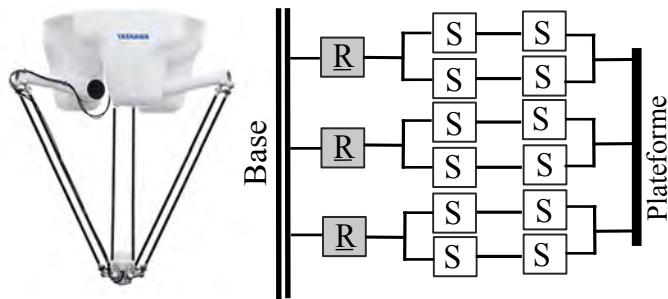


FIGURE 1.17 – Photographie et graphe d'agencement du robot Delta [Clavel, 1991].

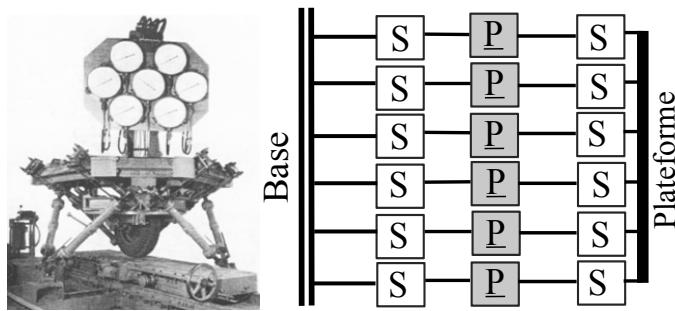


FIGURE 1.18 – Photographie et graphe d'agencement de la plateforme de Gough-Stewart [Gough, 1957].

1.6/ LES STRUCTURES PARALLÈLES À PLATEFORMES CONFIGURABLES

Certaines structures robotiques pour la micromanipulation sont à l'heure actuelle inspirées de la miniaturisation des robots traditionnels [Chalvet, 2013]. Leurs architectures sont plutôt issues des structures robotiques parallèles. Un microrobot a des fonctionnalités comparables à un robot traditionnel, mais sa conception se heurte à des barrières technologiques. C'est pourquoi, et afin de répondre aux besoins de compacité et de la préhension intégrée, une recherche dans la littérature sur les structures robotiques parallèles et leurs fonctionnalités est fondamentale.

Grâce à leurs bonnes performances en termes de précision, de rigidité et de rapidité, les robots parallèles trouvent des applications dans divers domaines tels que la chirurgie et l'usinage, mais aussi dans les applications de "prise-dépose" avec notamment le succès du robot delta [Clavel, 1991] (voir figure 1.17). La figure 1.18 présente le premier robot parallèle à six DDL de Gough-Stewart qui appartient à la famille des hexapodes [Gough, 1957].

Depuis une vingtaine d'années, un nouveau concept de robots parallèles à plateformes configurables (RPPC) est présent dans la littérature. Ces robots sont caractérisés par des organes terminaux configurables au lieu de plateformes rigides. La configuration de ces effecteurs est contrôlée par les actionneurs qui sont souvent placés sur la base du robot.

Le premier RPPC retrouvé dans la littérature scientifique est le H4 [Pierrot et al., 1999].

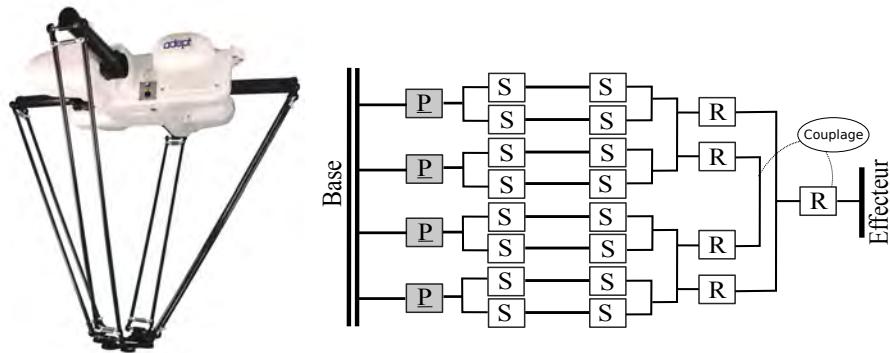


FIGURE 1.19 – Photographie et graphe d’agencement de la plateforme H4 [Pierrot et al., 1999].

Ce robot fut le premier mécanisme à introduire le concept de nacelle articulée. Sa structure est composée de quatre parallélépipèdes à l’instar du robot delta qui en a trois. Ainsi, sa nacelle comporte trois corps et deux liaisons pivots. La particularité de ce robot est de produire des amplitudes de rotations importantes en utilisant un système de couplage qui transforme le déplacement relatif entre les deux parties de la nacelle en une rotation autour d’un axe. Une variante est commercialisée sous le nom d’Adept Quattro™ (voir figure 1.19).

D’autres architectures robotiques emploient cette mobilité supplémentaire de la plate-forme pour la préhension. La première structure parallèle intégrant la préhension est celle de Yi [Yi et al., 2002], qui est un robot parallèle planaire à plateforme en forme d’un parallélogramme (figure 1.20(a)). Une analyse cinématique a été réalisée sur ce nouveau mécanisme mais aucune validation expérimentale n’a été rapportée. En 2004, un robot parallèle sphérique capable de générer trois DDL en rotations en plus de la mobilité interne de sa plateforme pour saisir des objets a été proposé et testé dans [Park et al., 2004] (figure 1.20(b)).

Mohamed et Gosselin [Mohamed et al., 2005] ont proposé en 2005 le premier concept générique des RPPC planaires et hors-plan. Ces structures sont caractérisées par des plateformes à chaînes cinématiques fermées. En 2010, Lambert [Lambert et al., 2010] a présenté un nouveau manipulateur à 5-DDL (les 3 translations, la rotation autour de l’axe z et la préhension intégrée) (figure 1.20(c)). La plateforme à chaîne cinématique fermée est composée de 8 barres reliées entre elles par des liaisons pivots pour former un octogone. La rotation et la préhension sont obtenues à partir de deux mobilités de la plateforme configurable. Un dispositif haptique a été également proposé par Lambert en 2015 [Lambert et al., 2015] permettant de générer les six DDL avec une mobilité de saisie intégrée (figure 1.20(d)). Ces sept DDL sont contrôlés par huit actionneurs indépendants placés sur la base. De même, la plateforme est formée par une chaîne cinématique fermée à quatre barres et quatre liaisons pivots pour assurer la saisie.

Un mécanisme parallèle introduisant une façon originale d’employer cette notion de plate-forme configurable a été breveté en 2003 [Brogardh, 2003]. Contrairement aux robots à plateformes à chaînes cinématiques fermées, l’organe terminal de ce robot est composé de deux éléments reliés entre eux par une liaison pivot afin d’assurer la fonctionnalité de préhension (voir figure 1.21). Le mécanisme proposé est capable de générer trois mobilités, deux déplacements dans le plan et l’ouverture/fermeture de la pince. En 2016,

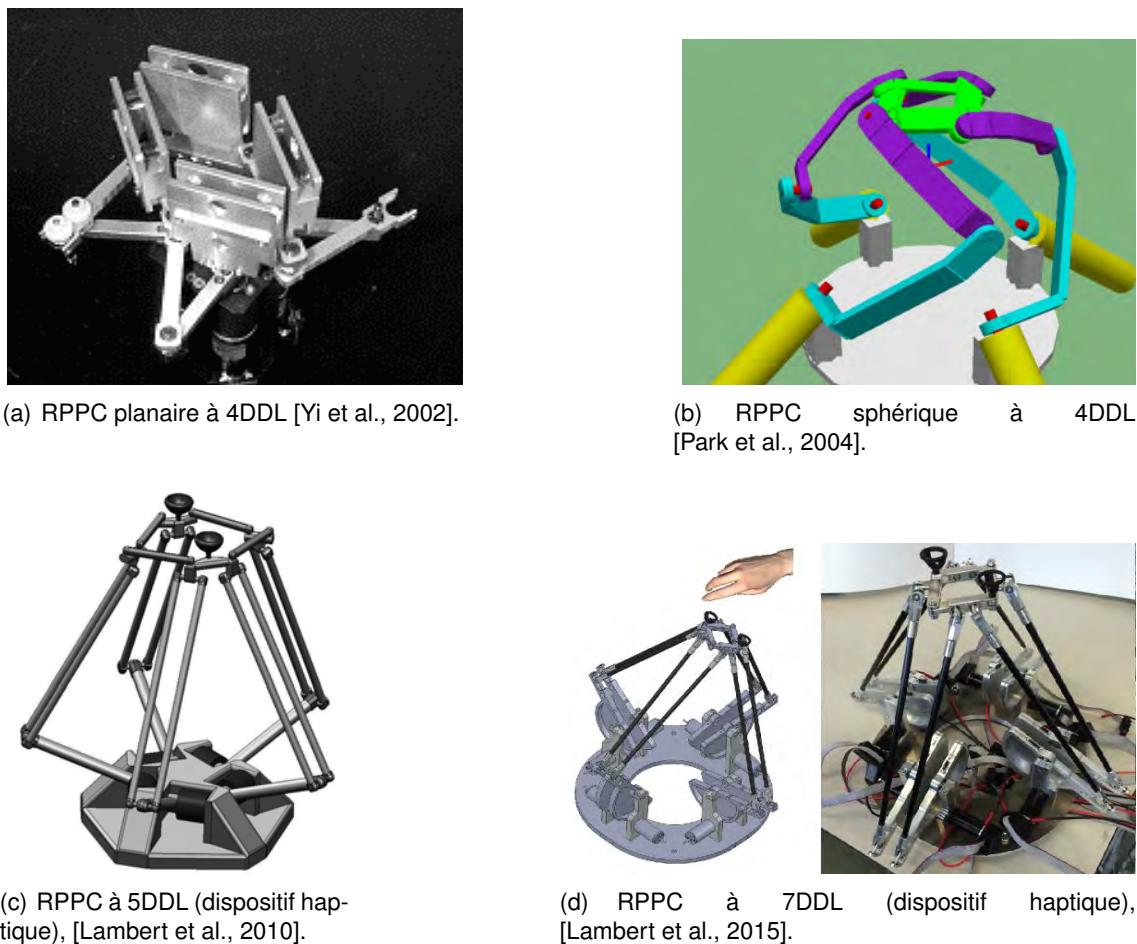


FIGURE 1.20 – RPPC avec des plateformes à chaînes cinématiques fermées assurant la préhension intégrée

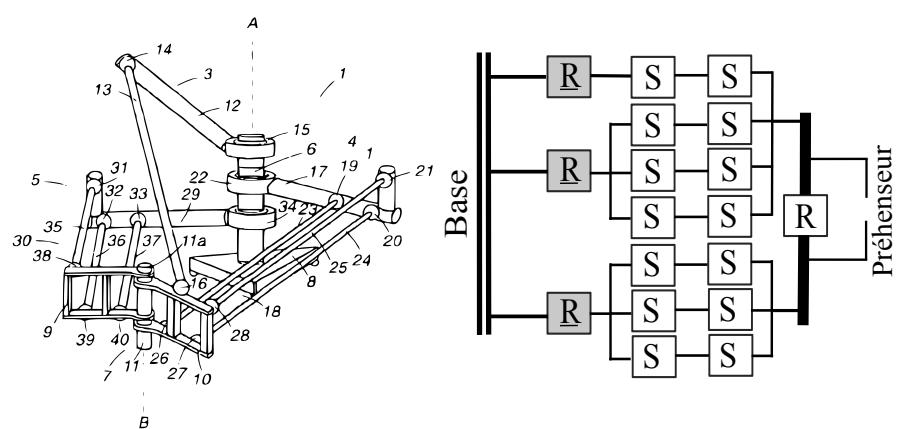


FIGURE 1.21 – CAO et graphe d'agencement du robot à plateforme pliable à quatre DDL.

Isaksson a étudié les mobilités d'un mécanisme similaire à cinq DDL (les trois translations, une rotation autour de l'axe z et la préhension, illustré dans la figure 1.22) et a proposé une disposition des jambes permettant d'avoir des rotations à 360° de son effecteur [Isaksson et al., 2016].

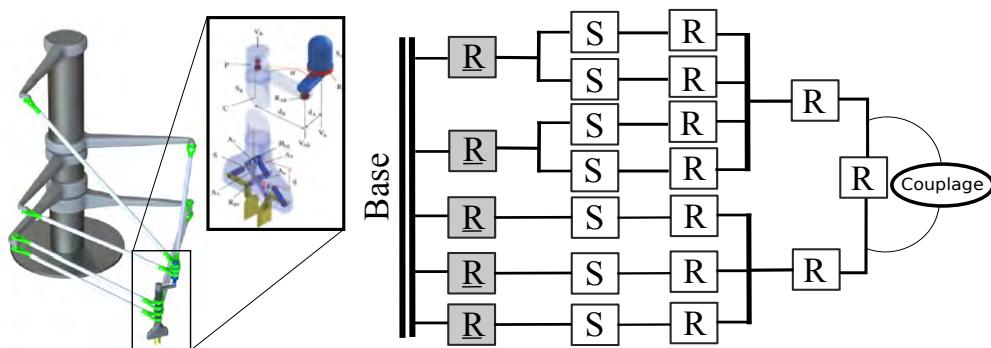


FIGURE 1.22 – CAO et graphe d’agencement du robot à plateforme pliable à cinq DDL [Isaksson et al., 2016].

L’utilisation d’une plateforme pliable est une solution intéressante du fait de son mode de fonctionnement et sa simplicité structurelle. Compte tenu de ce qui a déjà été développé dans la communauté robotique, l’idée principale qui nous intéresse est la combinaison d’une structure robotique miniaturisable avec la fonctionnalité de préhension.

1.7/ CONCLUSION

La microrobotique étant fondamentalement pluridisciplinaire, le développement d’un micromanipulateur requiert la prise en compte d’un grand nombre de paramètres. Le milieu de manipulation, la taille et la géométrie des objets manipulés, le type d’opération à effectuer et l’espace disponible pour l’opération sont autant d’éléments qui influent sur la conception du micromanipulateur.

À travers ce chapitre, nous avons présenté quelques particularités et contraintes liées au micromonde ainsi que des solutions robotiques pour la micromanipulation. Le besoin de dextérité en microrobotique ainsi que la nécessité de respecter les contraintes de compacité afin de couvrir des domaines d’applications divers et variés ont été mis en avant. Des micromanipulateurs issus des mondes industriels et académiques ont été présentés. Bien que ces systèmes assurent de bonnes répétabilités dans un volume compact, un outil supplémentaire de préhension doit être monté sur l’organe terminal du robot pour assurer la phase de saisie. Il en résulte des contraintes d’encombrement et d’interconnexion pour assurer les flux d’énergie et d’information incompatibles avec la manipulation dans des espaces confinés.

Il est difficile d’énoncer des critères généraux pour évaluer la qualité ou les performances d’un micromanipulateur tant les exigences sont variées et liées au type de manipulation désirée. Ainsi, dans notre cas nous favoriserons la dextérité dans une structure miniature assurant la préhension.

Afin de développer de nouveaux concepts pour la synthèse de telles structures,, nous avons analysé les structures robotiques à l’échelle macroscopique et identifié une famille de robots parallèles qui peuvent intégrer la fonctionnalité de préhension et qui présentent un fort potentiel de miniaturisation ; c.-à-d. les robots parallèles à plateformes configurables. Cependant, la conception et la réalisation d’une telle structure se retrouve confronté à deux limitations majeures :

- les procédés de microfabrication actuels ne permettent pas toujours de réaliser des pièces complexes et tridimensionnelles ;
- L'assemblage d'un micromanipulateur complexe reste une opération délicate.

En somme, le micromanipulateur doit être suffisamment compact pour permettre la réalisation de tâches de manipulation dans de faibles volumes. La structure robotique devra combiner la préhension et le positionnement à six DDL tout en conservant un espace de travail relativement grand par rapport aux structures existantes.

Positionnement des travaux La thématique générale dans laquelle s'inscrit cette thèse est la micromanipulation robotique. L'objectif étant de répondre à des besoins en micromanipulation non encore satisfait à ce jour, à savoir la compacité et la dextérité. Pour atteindre notre but, le concept qui a été proposé et qui repose sur les structures robotiques parallèles à plateformes pliables et à liaisons flexibles repose sur quatre étapes distinctes :

- **Modélisation** : modéliser géométriquement et cinématiquement la structure robotique pour l'analyse et la commande.
- **Conception** : proposer une structure robotique qui réponde à nos besoins et qui soit réalisable mécaniquement.
- **Validation** : fabriquer un prototype pour valider expérimentalement le concept.
- **Intégration** : les techniques et les matériaux de microfabrication pour réaliser un mécanisme miniature sont limités. Le but est d'adapter ces techniques pour fabriquer le manipulateur à petite échelle.

L'originalité de ces travaux s'appuie sur le développement d'un concept nouveau concrétisé par la conception et la réalisation de plusieurs manipulateurs innovants. L'un de ces robots permettra la saisie et la manipulation des objets avec les six DDL grâce à une structure parallèle miniaturisable pour la manipulation à une échelle sub-millimétrique.

Cette thèse présente les développements géométriques et cinématiques de ce nouveau concept ainsi que sa validation expérimentale par une preuve de concept aux échelles macrométrique puis micrométrique. La figure 1.23 recense les différentes thématiques entrant en jeu pour aboutir au manipulateur souhaité. Nos travaux, de nature transversale, se situent dans l'intersection de ces thématiques. Toutes les intersections ne pouvant être considérées simultanément, nous allons principalement nous intéresser au chapitre suivant à la synthèse et à l'étude d'une nouvelle structure parallèle à plateforme pliable à l'échelle centimétrique. La question de la miniaturisation sera abordée à partir du chapitre 4.

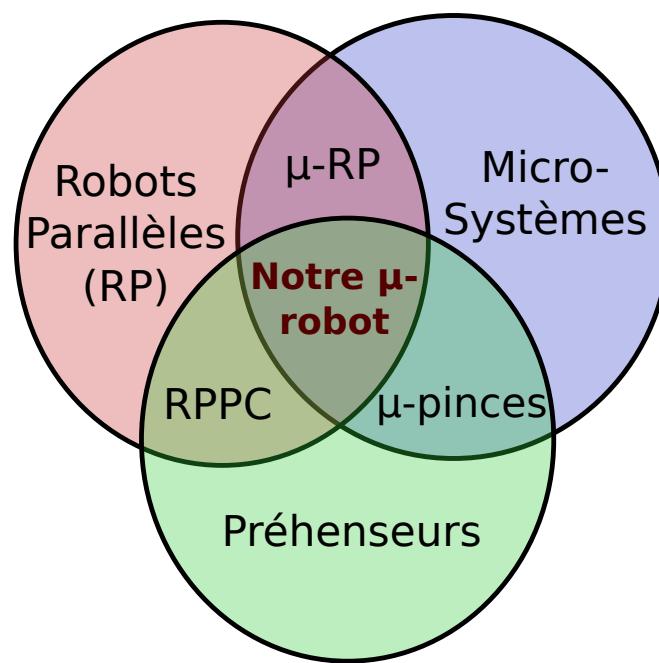


FIGURE 1.23 – Présentation schématique des principales thématiques contribuant au développement de notre micromanipulateur.

2

NOUVELLE STRUCTURE ROBOTIQUE INTÉGRANT LA PRÉHENSION

Sommaire

2.1	Introduction	40
2.2	Cinématique de la structure robotique	41
2.3	Modélisation géométrique et cinématique de la structure	42
2.3.1	Modèle géométrique inverse	42
2.3.2	Matrice Jacobienne cinématique	43
2.4	Analyse cinématique et des mobilités	44
2.4.1	Le critère de Grübler	44
2.4.2	Étude de mobilité par la théorie des torseurs	45
2.4.2.1	Théorie des torseurs	45
2.4.2.2	Démarche générale	47
2.4.2.3	Actionneurs libres et degrés de mobilité de la plateforme	48
2.4.2.4	Actionneurs bloqués et équations de contraintes résultantes	50
2.4.3	Matrice jacobienne cinématique calculée par la théorie des torseurs	55
2.5	Conclusion	58

Sur la base du concept identifié lors du chapitre précédent pour la micro-manipulation dextre, ce chapitre introduira tout d'abord une nouvelle structure robotique à plateforme configurable (RPPC) pour la saisie et la manipulation d'objets aux faibles échelles. Ensuite, le modèle géométrique inverse (MGI) ainsi que la matrice jacobienne cinématique de cette structure seront déterminés à partir des moyens géométriques. Enfin, la théorie des torseurs est employée pour l'étude de contraintes appliquées sur l'effecteur et pour valider les mobilités du mécanisme. À travers cette étude, quelques configurations de singularité ont été identifiées. De plus, une méthode pour obtenir la matrice jacobienne cinématique pour les RPPC utilisant la théorie des torseurs est exposée et appliquée au nouveau mécanisme.

2.1/ INTRODUCTION

Le principal défi d'un micromanipulateur performant porte sur l'intégration de différents composants à l'obtention des fonctionnalités désirées, comme un grand espace atteignable à plusieurs DDL avec de bonnes répétabilités dans un volume compact. De ce fait, le choix de la structure robotique et son mode d'actionnement sont particulièrement clés. Le chapitre précédent nous a également conduit à découvrir une famille de robots parallèles permettant d'assurer la préhension par la configuration de la plateforme.

Compte-tenu de ces différents objectifs, nous proposons un nouveau manipulateur intégré et miniaturisable. Il permet la saisie, le positionnement et l'orientation des objets. Le manipulateur assure donc les six mobilités et la préhension.

L'architecture du nouveau manipulateur à sept DDL est inspirée de la structure robotique de Gough [Gough, 1957] et du robot à plateforme pliable [Brogardh, 2003]. Nous avons choisi d'adopter cette architecture plutôt que les RPPC à chaînes cinématiques fermées afin d'avoir un mécanisme simple avec une seule liaison pivot. De plus, afin de prévoir un comportement homogène du robot, il est souhaitable que les huit actionneurs soient positionnés de façon symétrique sur la base fixe, ce qui nous amène à avoir un robot redondant en actionnement.

La redondance d'actionnement dans une structure parallèle est une solution pour pallier quelques singularités internes et donc de bénéficier d'un espace atteignable plus important. Cette idée a été validée dans [Zanganeh et al., 1994b] et [Zanganeh et al., 1994a]. L'autre avantage est l'amélioration des performances dynamiques du robot [Lucas et al., 2017] [Natal et al., 2015].

Tout d'abord, ce chapitre introduira la cinématique d'une nouvelle structure parallèle pour la micromanipulation. Ensuite, son modèle géométrique et cinématique seront développés. Après, en utilisant la théorie des torseurs, une étude de mobilité sera détaillée afin de valider les différents DDL du robot. Quelques singularités seront déduites de cette analyse. Ce chapitre ne vise pas à adresser une liste exhaustive de toutes les singularités, mais va présenter des positions particulières où le manipulateur gagnera une mobilité supplémentaire. Enfin, la théorie des torseurs sera employée pour la détermination de la matrice jacobienne cinématique de ce nouveau robot.

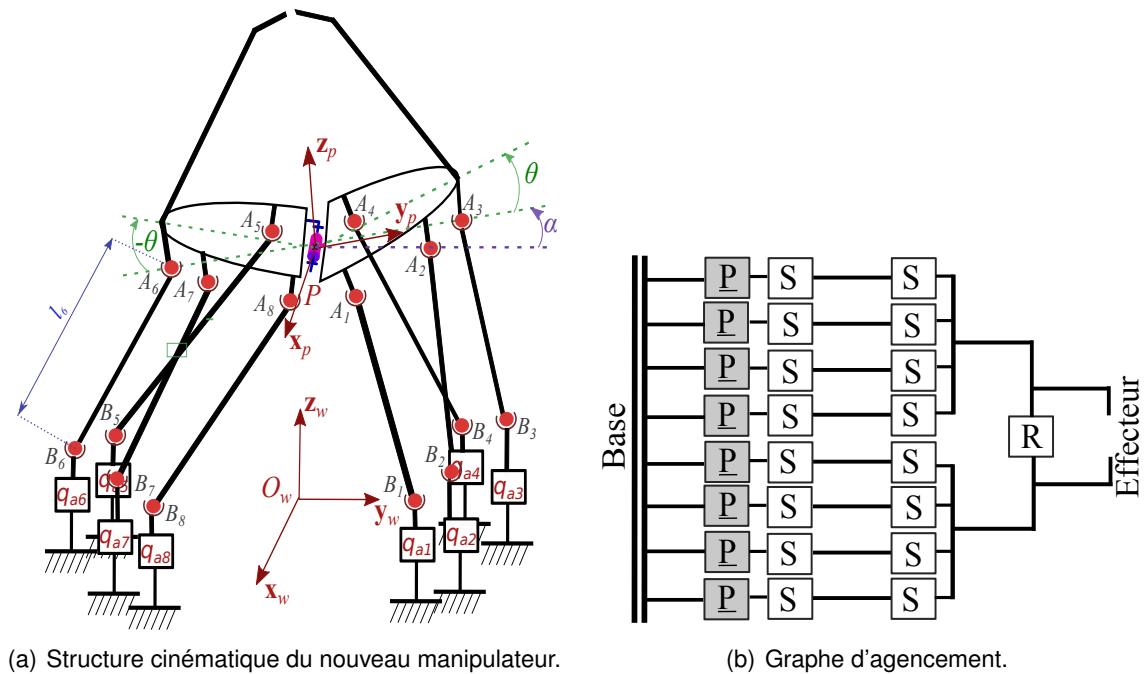


FIGURE 2.1 – Présentation du nouveau RPPC à sept DDL

2.2/ CINÉMATIQUE DE LA STRUCTURE ROBOTIQUE

La structure cinématique ainsi que le graphe d’agencement de ce nouveau manipulateur sont illustrés dans la figure 2.1. Le robot est composé de huit actionneurs (q_{ai} avec $i = 1..8$) disposés de façon axisymétrique sur la base fixe. Chaque actionneur est attaché à une jambe à travers une liaison sphérique. La plateforme, quant à elle, est composée de deux éléments reliés entre eux par une liaison pivot. Enfin, chaque partie de la plateforme est connectée à quatre jambes par l’intermédiaire de quatre liaisons sphériques. Les points caractéristiques du mécanisme sont définis dans la figure 2.1(a) dont nous nous servirons par la suite pour écrire les différents modèles. Les points A_i ($i=1..8$) sont les centres des articulations sphériques attachées à la plateforme pliable, alors que les articulations B_i ($i=1..8$) sont attachées aux actionneurs q_{ai} .

Les repères utilisés pour décrire le modèle du robot sont les suivants :

- $\mathcal{R}_w = (O, \mathbf{x}_w, \mathbf{y}_w, \mathbf{z}_w)$ est le repère de référence, lié à la base du robot de centre O ;
- $\mathcal{R}_p = (P, \mathbf{x}_p, \mathbf{y}_p, \mathbf{z}_p)$ est le repère mobile associé au centre de la liaison pivot de la plateforme. Le vecteur \mathbf{x}_p est colinéaire avec l’axe de la liaison pivot. Le vecteur \mathbf{z}_p est perpendiculaire à \mathbf{x}_p et appartient au plan défini par la symétrie entre les deux parties de la plateforme. Enfin, $\mathbf{y}_p = \mathbf{z}_p \wedge \mathbf{x}_p$;
- $\mathcal{R}_d = (P, \mathbf{x}_p, \mathbf{y}_d, \mathbf{z}_d)$ est le repère mobile associé à la partie droite de la plateforme. Les vecteurs \mathbf{y}_d et \mathbf{z}_d sont définies respectivement par la rotation d’angle θ des axes \mathbf{y}_p et \mathbf{z}_p autour de l’axe \mathbf{x}_p ;
- $\mathcal{R}_g = (P, \mathbf{x}_p, \mathbf{y}_g, \mathbf{z}_g)$ est le repère mobile associé à la partie gauche de la plateforme. Les vecteurs \mathbf{y}_g et \mathbf{z}_g sont définis respectivement par la rotation d’angle $-\theta$ des axes \mathbf{y}_p et \mathbf{z}_p autour de l’axe \mathbf{x}_p .

Cette architecture cinématique admet trois mobilités de translations et trois de rotations

plus un mouvement relatif entre les deux parties de la plateforme pour la fonctionnalité de saisie. La configuration cartésienne de la plateforme peut être définie par :

- les coordonnées du point wP (situé au centre de la liaison pivot) ;
- les trois angles de rotation d'Euler (α, β, γ) qui définissent l'orientation du repère \mathcal{R}_p par rapport au \mathcal{R}_w (ou toute autre présentation) ;
- l'angle θ qui représente symétriquement l'orientation d'une partie de la plateforme par rapport au plan $(P, \mathbf{x}_P, \mathbf{y}_P)$. L'angle d'ouverture de la pince est donc 2θ .

2.3/ MODÉLISATION GÉOMÉTRIQUE ET CINÉMATIQUE DE LA STRUCTURE

2.3.1/ MODÈLE GÉOMÉTRIQUE INVERSE

Le modèle géométrique est un système d'équations qui définit les contraintes géométriques liées à la structure [Merlet, 2006]. Ce système relie les coordonnées généralisées t (la pose de l'effecteur) aux coordonnées articulaires actives du robot \mathbf{q}_a .

Ces équations sont nécessaires pour certaines applications comme le contrôle en position ou pour l'étalonnage des systèmes robotiques. Nous retrouvons deux types de modèles géométriques : le modèle géométrique direct (MGD) et le modèle géométrique inverse (MGI). Le MGD consiste à obtenir les valeurs des coordonnées généralisées t correspondantes aux valeurs données des coordonnées articulaires actives. Pour les robots parallèles, il est généralement complexe à déterminer et souvent admet plusieurs solutions [Siciliano et al., 2016]. Ces différentes solutions sont appelées les *modes d'assemblages*. Dans cette thèse, nous avons choisi de ne développer que le MGI car c'est suffisant pour la commande du manipulateur.

Le MGI est le problème inverse du MGD. Il est usuellement facile à obtenir pour les robots parallèles. Le modèle se calcule à partir des équations de fermetures des boucles vectorielles :

$$\|\overrightarrow{A_i B_i}\|^2 = l_i^2 \quad \text{ou} \quad \|{}^w A_i - {}^w B_i\|^2 = l_i^2 \quad \text{avec } i = 1..8 \quad (2.1)$$

Les positions des points A_i dans le repère de base \mathcal{R}_w sont exprimées par :

$$\begin{cases} {}^w A_i = {}^w \mathbf{R}_d {}^d A_i + {}^w P = {}^w \mathbf{R}_p {}^P \mathbf{R}_d {}^d A_i + {}^w P & \text{avec } i = 1..4 \\ {}^w A_i = {}^w \mathbf{R}_g {}^g A_i + {}^w P = {}^w \mathbf{R}_p {}^P \mathbf{R}_g {}^g A_i + {}^w P & \text{avec } i = 5..8 \end{cases} \quad (2.2)$$

Dans cette modélisation, les actionneurs q_{a_i} sont linéaires et se déplacent verticalement selon l'axe z_w . Les positions des points B_i dans le repère de base \mathcal{R}_w sont donc données par :

$${}^w B_i = {}^w B_{0i} + [0 \ 0 \ q_{a_i}]^t \quad \text{avec } i = 1..8 \quad (2.3)$$

avec ${}^w B_{0i}$ la position du point ${}^w B_i$ dans la configuration de référence du robot.

En remplaçant les équations 2.2 et 2.3 dans 2.1, le système d'équations à résoudre s'écrit comme suit :

$$\begin{cases} \left(({}^w \mathbf{R}_p {}^P \mathbf{R}_d {}^d A_i + {}^w P) - ({}^w B_{0i} + [0 \ 0 \ q_{a_i}]^t) \right)^t \left(({}^w \mathbf{R}_p {}^P \mathbf{R}_d {}^d A_i + {}^w P) - ({}^w B_{0i} + [0 \ 0 \ q_{a_i}]^t) \right) = l_i^2 & \text{avec } i = 1..4 \\ \left(({}^w \mathbf{R}_p {}^P \mathbf{R}_g {}^g A_i + {}^w P) - ({}^w B_{0i} + [0 \ 0 \ q_{a_i}]^t) \right)^t \left(({}^w \mathbf{R}_p {}^P \mathbf{R}_g {}^g A_i + {}^w P) - ({}^w B_{0i} + [0 \ 0 \ q_{a_i}]^t) \right) = l_i^2 & \text{avec } i = 5..8 \end{cases} \quad (2.4)$$

Ou simplement,

$$(x_{B_i} - x_{A_i})^2 + (y_{B_i} - y_{A_i})^2 + (z_{B_{0i}} + q_{a_i} - z_{A_i})^2 = l_i^2 \quad \text{avec } i = 1..8 \quad (2.5)$$

Nous aboutissons alors à un système du second degré en q_i , dont les deux solutions peuvent d'exprimer sous la forme :

$$q_{a_i} = z_{A_i} - z_{B_{0i}} \pm \sqrt{l_i^2 - (x_{B_i} - x_{A_i})^2 - (y_{B_i} - y_{A_i})^2} \quad \text{pour } i = 1..8 \quad (2.6)$$

Le signe \pm correspond aux différentes solutions.

2.3.2/ MATRICE JACOBIENNE CINÉMATIQUE

Le modèle cinématique s'obtient en dérivant par rapport au temps l'équation de fermeture de boucle vectorielle 2.4. Le système d'équations peut alors être écrit sous la forme d'une multiplication matricielle :

$$\begin{cases} (^wB_i - ^wA_i)^t ([\omega_p]_\wedge {}^w\mathbf{R}_d {}^dA_i + {}^w\mathbf{R}_p [{}^p\mathbf{x}_p]_\wedge \omega_\theta {}^p\mathbf{R}_d {}^dA_i + {}^w\mathbf{v}_p) \\ = (^wB_i - ^wA_i)^t [0 \ 0 \ \dot{q}_{a_i}]^t \quad \text{pour } i = 1..4 \\ (^wB_i - ^wA_i)^t ([\omega_p]_\wedge {}^w\mathbf{R}_g {}^gA_i - {}^w\mathbf{R}_p [{}^p\mathbf{x}_p]_\wedge \omega_\theta {}^p\mathbf{R}_g {}^gA_i + {}^w\mathbf{v}_p) \\ = (^wB_i - ^wA_i)^t [0 \ 0 \ \dot{q}_{a_i}]^t \quad \text{pour } i = 5..8 \end{cases} \quad (2.7)$$

L'équation 2.7 peut être représentée sous forme vectorielle par le système d'équations 2.8 :

$$\begin{cases} \overrightarrow{A_iB_i} \cdot (\omega_p \wedge {}^wA_i + \omega_\theta {}^w\mathbf{R}_p ({}^p\mathbf{x}_p \wedge {}^pA_i) + {}^w\mathbf{v}_p) = \overrightarrow{A_iB_i} \cdot [0 \ 0 \ \dot{q}_{a_i}]^t \quad \text{pour } i = 1..4 \\ \overrightarrow{A_iB_i} \cdot (\omega_p \wedge {}^wA_i - \omega_\theta {}^w\mathbf{R}_p ({}^p\mathbf{x}_p \wedge {}^pA_i) + {}^w\mathbf{v}_p) = \overrightarrow{A_iB_i} \cdot [0 \ 0 \ \dot{q}_{a_i}]^t \quad \text{pour } i = 5..8 \end{cases} \quad (2.8)$$

Le système d'équations 2.7 comporte les variables suivantes :

- \dot{q}_{a_i} est la vitesse linéaire instantanée de l'actionneur q_{a_i} ,
- $[\omega_p]_\wedge$ est la matrice antisymétrique associée au vecteur $\omega_p = [\omega_\alpha \ \omega_\beta \ \omega_\gamma]^t$ qui représente le vecteur vitesse angulaire instantanée du repère \mathcal{R}_p ,
- ω_θ est la moitié de la vitesse angulaire instantanée relative entre les deux parties de la plateforme,
- ${}^w\mathbf{v}_p$ est la vitesse instantanée du point wP .

En factorisant les vitesses, ce système peut être représenté sous la forme d'une multiplication matricielle suivante :

$$\mathbf{J}_g \ \mathbf{t} = \mathbf{J}_d \ \dot{\mathbf{q}}_a \quad (2.9)$$

Avec $\mathbf{t} = [\omega_p^t \ \omega_\theta \ {}^w\mathbf{v}_p^t]^t$ le vecteur des vitesses instantanées de la plateforme, $\dot{\mathbf{q}}_a$ les vitesses linéaires des actionneurs et $\mathbf{J}_{d(8 \times 8)}$ et $\mathbf{J}_{g(8 \times 7)}$ sont respectivement les matrices jacobiniennes cinématiques de type 1 et de type 2 [Gosselin et al., 1990]. Les deux matrices

s'écrivent dans le repère \mathcal{R}_w sous la forme :

$$\mathbf{J}_g = \begin{bmatrix} (\overrightarrow{OA_1} \wedge \overrightarrow{A_1B_1})^t & \overrightarrow{A_1B_1} \cdot (\mathbf{x}_p \wedge \overrightarrow{OA_1}) & \overrightarrow{A_1B_1}^t \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ (\overrightarrow{OA_4} \wedge \overrightarrow{A_4B_4})^t & \overrightarrow{A_4B_4} \cdot (\mathbf{x}_p \wedge \overrightarrow{OA_4}) & \overrightarrow{A_4B_4}^t \\ (\overrightarrow{OA_5} \wedge \overrightarrow{A_5B_5})^t & -\overrightarrow{A_5B_5} \cdot (\mathbf{x}_p \wedge \overrightarrow{OA_5}) & \overrightarrow{A_5B_5}^t \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ (\overrightarrow{OA_8} \wedge \overrightarrow{A_8B_8})^t & -\overrightarrow{A_8B_8} \cdot (\mathbf{x}_p \wedge \overrightarrow{OA_8}) & \overrightarrow{A_8B_8}^t \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

$$\mathbf{J}_d = \begin{bmatrix} \overrightarrow{A_1B_1} \cdot \mathbf{z}_w & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & \overrightarrow{A_8B_8} \cdot \mathbf{z}_w \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

Ainsi, la matrice jacobienne cinématique inverse du manipulateur s'écrit :

$$\mathbf{J}^{-1} = \mathbf{J}_d^{-1} \mathbf{J}_g \quad (2.12)$$

Cette matrice est intéressante pour plusieurs raisons par le fait qu'elle permet,

- d'établir le modèle cinématique direct et inverse pour la commande du robot en vitesse ;
- d'établir une relation entre les efforts exercés par l'effecteur en correspondance avec les forces/couples générés par les actionneurs ;
- et de trouver les positions singulières. Lorsque le déterminant de \mathbf{J} s'annule, le robot se trouvera dans une singularité.

2.4/ ANALYSE CINÉMATIQUE ET DES MOBILITÉS

Le développement de nouveaux mécanismes ne résulte pas de l'utilisation des formulations mathématiques. Ces mécanismes sont nées à partir d'un mélange de l'expérience, l'imagination et l'intuition. Les travaux portant sur la synthèse de mécanismes commencent généralement par un besoin afin de définir le nombre des mobilités nécessaires de l'organe terminal pour une telle application. Puis, une étude des contraintes cinématiques de la structure est réalisée pour affirmer les mobilités souhaitées. Dans la littérature, différentes approches existent pour traiter ce problème.

2.4.1/ LE CRITÈRE DE GRÜBLER

Gogu a détaillé de manière exhaustive l'histoire du critère de Grübeler depuis ses débuts dans [Gogu, 2005]. Ce critère permet de donner une indication sur le nombre de DDL d'un mécanisme. Il est utile mais pas suffisant pour analyser les mouvements de l'organe terminal.

Nous avons utilisé la formule de Grübler pour le calcul de la mobilité globale m de la structure :

$$m = 6(l - n - 1) + \sum_{i=1}^n d_i \quad (2.13)$$

où l est le nombre total de solides du mécanisme (bâti inclus), n nombre total des liaisons et d_i le nombre des degrés de liberté de l'articulation i .

En se basant sur le graphe d'agencement, présenté dans la figure 2.1, nous pouvons appliquer la formule 2.13 sur la structure étudiée :

$$m = 6(19 - 25 - 1) + 57 = 15$$

Or, les mobilités internes m_i de cette architecture sont huit (les jambes du manipulateur peuvent tourner sur elles-mêmes). C'est pourquoi le nombre des mobilités utiles (DDL de l'effecteur) est $m_u = m - m_i = 7$.

2.4.2/ ÉTUDE DE MOBILITÉ PAR LA THÉORIE DES TORSEURS

Les approches vectorielles sont rigoureuses et efficaces pour analyser les mouvements d'un mécanisme. Elles sont basées sur des expressions instantanées des torseurs cinématiques et des torseurs d'efforts transmis. Il s'écrit par ses coordonnées plückeriennes dans l'espace projectif de dimension trois.

2.4.2.1/ THÉORIE DES TORSEURS

La théorie des torseurs (*Screw theory* en anglais) est adoptée pour analyser plusieurs caractéristiques des robots parallèles telles que : l'analyse de mobilité [El-Ghazaly et al., 2014] [Wang et al., 2016][Xie et al., 2015], la génération systématique des mécanismes [He et al., 2015a][Fang et al., 2002][Guo et al., 2012] et pour l'analyse des singularités [Choi et al., 2012] [Amine et al., 2012b] [Amine et al., 2012a].

Dans un premier temps, le vocabulaire et la méthodologie en rapport avec la théorie des torseurs seront exposés. Puis cette méthode sera appliquée à notre mécanisme pour déterminer ses mobilités ainsi que les contraintes appliquées par les jambes sur la plateforme.

Un mécanisme est composé des pièces rigides reliées entre elles par des liaisons qui admettent certains mouvements et transmettent des efforts. La théorie des torseurs permet de déterminer l'ensemble des contraintes qui s'exercent sur l'organe terminal à partir des données de la géométrie du mécanisme et des articulations entre ses composants. Un système composé de résultantes et de moments appliqués sur un solide peut être réduit à une résultante et un moment par rapport à un point d'intérêt. En général, la direction de l'axe de la résultante et l'axe du moment ne sont pas colinéaires. Cependant, il existe un axe unique permettant de présenter ce système d'efforts où la résultante et le moment seront dirigés selon cette droite. La combinaison de ces deux dernières forment un torseur d'effort (*wrench* en anglais) [Tsai, 1999].

Un torseur est défini par six composantes : les trois coordonnées cartésiennes (s_{ix}, s_{iy}, s_{iz}) du vecteur directeur s_i de la droite unique nommée l'axe central du torseur et les trois

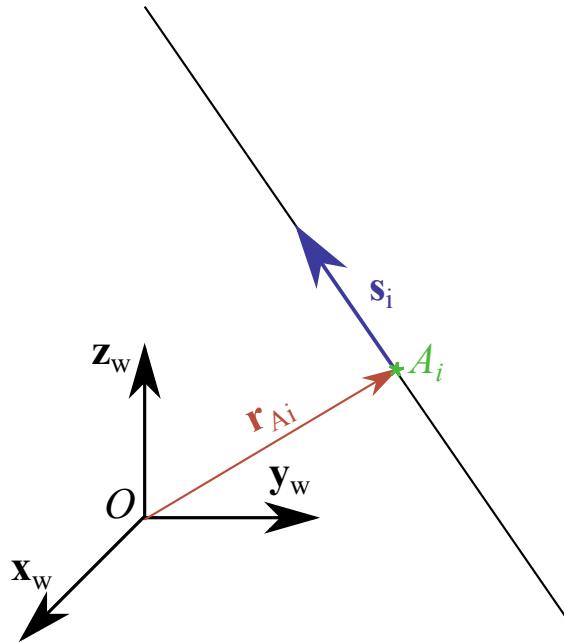


FIGURE 2.2 – Paramètres définissant un torseur.

coordonnées cartésiennes $(r_{Aix}, r_{Aiy}, r_{Aiz})$ du vecteur \mathbf{r}_{Ai} d'un point A_i de l'axe du torseur (voir figure 2.2).

Un torseur est défini comme suit :

$$\$_i = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_i \\ \mathbf{r}_{Ai} \wedge \mathbf{s}_i + h \mathbf{s}_i \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

où h est le pas du torseur et le vecteur $\mathbf{r}_{Ai} \wedge \mathbf{s}_i$ défini le moment par rapport au repère de référence. Un torseur est donc défini géométriquement par une droite l et un pas h . $\$$ dénote un torseur unitaire où la norme du vecteur résultant \mathbf{s}_i est égale à 1.

Un torseur est appelé torseur cinématique ξ (ou *twist*) quand il présente les vitesses instantanées d'un solide et un torseur d'effort ζ (ou *wrench*) quand il représente un système de résultantes et de moments appliqués sur un solide.

Toute liaison mécanique peut être décomposée en une combinaison linéaire de liaisons simples à un degré de liberté. Un torseur cinématique de pas infini est associé à une liaison prismatique et un torseur de pas nul à une liaison pivot. Alors qu'un torseur d'effort de pas nul représente une force et un torseur d'effort de pas infini présente un couple.

Nous définissons le *moment réciproque* ou *comoment* comme opérateur permettant de trouver un torseur d'effort réciproque à un torseur cinématique et inversement par l'équation 2.15 :

$$\$_1 \circ \$_2 = [\Pi \ \$_1]^t \ \$_2 \quad \text{où} \quad \Pi = \begin{bmatrix} \mathbf{O}_3 & \mathbf{I}_3 \\ \mathbf{I}_3 & \mathbf{O}_3 \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

Un torseur d'effort est réciproque à un torseur cinématique si et seulement si le travail virtuel des résultantes et moments appliqués sur un mécanisme est nul ce qui signifie qu'il n'engendre pas son mouvement $\delta W = \xi \circ \zeta = 0$ [Zhao et al., 2009].

D'une manière générale, si \mathcal{T} est un système de torseurs cinématiques linéairement indépendants de dimension n , alors son espace réciproque, composé de l'ensemble des

torseurs réciproques de tous les éléments de \mathcal{T} , est de dimension $6 - n$. Le tableau 2.1 regroupe les conditions de réciprocité entre les torseurs cinématiques et d'efforts.

TABLE 2.1 – Conditions de réciprocité entre les torseurs cinématiques et d'effort [Zhao et al., 2009]

Torseur d'effort	Torseur cinématique	Condition de réciprocité
Force $[\mathbf{s}, \mathbf{r}_A \wedge \mathbf{s}]^t$	De pas nul $[\mathbf{u}, \mathbf{r}_B \wedge \mathbf{u}]^t$	Les axes coplanaires
Force $[\mathbf{s}, \mathbf{r}_A \wedge \mathbf{s}]^t$	De pas infini $[0, \mathbf{u}]^t$	$\mathbf{s} \perp \mathbf{u}$
Couple $[0, \mathbf{s}]^t$	De pas nul $[\mathbf{u}, \mathbf{r}_B \wedge \mathbf{u}]^t$	$\mathbf{s} \perp \mathbf{u}$
Couple $[0, \mathbf{s}]^t$	De pas infini $[0, \mathbf{u}]^t$	Toujours

Nous allons analyser dans un premier temps les mobilités de notre nouveau mécanisme à sept DDL. L'origine de cette méthode est décrite dans les travaux de Waldron [Waldron, 1966] qui s'applique en deux étapes :

- Retrouver les mobilités de l'effecteur en remplaçant les actionneurs par des articulations passives en correspondance avec leurs mobilités.
- Assurer que la plateforme est totalement contrainte en mouvement si les actionneurs sont bloqués.

2.4.2.2/ DÉMARCHE GÉNÉRALE

Comme nous l'avons vu précédemment, un mécanisme parallèle est constitué par au moins deux chaînes cinématiques indépendantes qui relient la base fixe à l'effecteur [Merlet, 2006]. Chaque chaîne cinématique (ou jambe) est définie par des solides connectés entre eux par des articulations mécaniques.

Pour une chaîne cinématique sérielle i , la mobilité de son extrémité est obtenue par la combinaison linéaire (sous-espace vectoriel engendré) des torseurs cinématiques ξ_{ij} associés à toutes les articulations j (équation 2.16). Alors que les contraintes résultantes sont obtenues par l'intersection des systèmes des torseurs d'effort \mathcal{W}_{ij} (équation 2.17) associés à chaque articulation.

$$\mathcal{T}_i = \bigoplus_{j=1}^f \xi_{ij} = \{\lambda_1 \xi_{i1} + \lambda_2 \xi_{i2} + \dots + \lambda_f \xi_{if} \mid \lambda_j \in \mathbb{R}\} \quad (2.16)$$

$$\mathcal{W}_i = \bigcap_{j=1}^f \mathcal{W}_{ij} = \{\lambda_1 \zeta_{i11} + \dots + \lambda_f \zeta_{ift} \mid \lambda_k \in \mathbb{R}\} \cap \dots \cap \{\lambda_1 \zeta_{if1} + \dots + \lambda_f \zeta_{ift} \mid \lambda_k \in \mathbb{R}\} \quad (2.17)$$

Pour une connexion en parallèle des chaînes sérielles (jambes), les mobilités de l'effec-
teur sont définies par l'intersection des systèmes de torseurs cinématiques \mathcal{T}_i associés
à toutes les jambes i (équation 2.18). Ainsi, les contraintes appliquées sur la partie mo-
bile sont obtenues par la combinaison linéaire des systèmes des torseurs d'effort \mathcal{W}_i
(équation 2.19).

$$\mathcal{T} = \bigcap_{i=1}^m \mathcal{T}_i \quad (2.18)$$

$$\mathcal{W} = \bigoplus_{i=1}^m \mathcal{W}_i \quad (2.19)$$

2.4.2.3/ ACTIONNEURS LIBRES ET DEGRÉS DE MOBILITÉ DE LA PLATEFORME

L'objectif de cette partie est de démontrer que la plateforme est capable de générer les six DDL en rotation et translation ainsi qu'une rotation relative entre les deux parties de la plateforme pour assurer la préhension. Nous commençons alors par remplacer les actionneurs verticaux en translations q_i par des liaisons prismatiques parallèles à l'axe z_w . De plus, chaque liaison sphérique est considérée comme trois articulations pivots non-coplanaires, dont les axes sont concourants.

Nous allons nous intéresser dans un premier lieu à l'étude de mouvement d'une jambe. Cette chaîne élémentaire est une structure cinématique sérielle formée par une liaison prismatique et six liaisons pivots (trois à chaque point A_i et B_i) comme présentées dans la figure 2.3. À chaque liaison, un torseur cinématique unitaire $\hat{\xi}_{ij}$, présenté dans le repère monde \mathcal{R}_w , est associé :

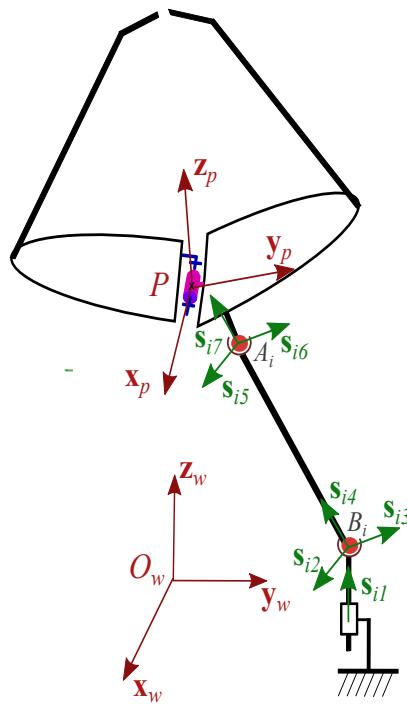
$$\begin{aligned} \hat{\xi}_{\infty i1} &= \begin{bmatrix} 0 \\ \mathbf{s}_{i1} \end{bmatrix}, \quad \hat{\xi}_{0i2} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i2} \\ \mathbf{r}_{B_i} \wedge \mathbf{s}_{i2} \end{bmatrix}, \quad \hat{\xi}_{0i3} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i3} \\ \mathbf{r}_{B_i} \wedge \mathbf{s}_{i3} \end{bmatrix}, \quad \hat{\xi}_{0i4} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i4} \\ \mathbf{r}_{B_i} \wedge \mathbf{s}_{i4} \end{bmatrix}, \quad \hat{\xi}_{0i5} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i5} \\ \mathbf{r}_{A_i} \wedge \mathbf{s}_{i5} \end{bmatrix}, \\ \hat{\xi}_{0i6} &= \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i6} \\ \mathbf{r}_{A_i} \wedge \mathbf{s}_{i6} \end{bmatrix}, \text{ et } \hat{\xi}_{0i7} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i7} \\ \mathbf{r}_{A_i} \wedge \mathbf{s}_{i7} \end{bmatrix}, \text{ pour } i = 1..8 \end{aligned}$$

où \mathbf{s}_{ij} est le vecteur résultant unitaire associé à la jambe i et attaché à la liaison j . Ainsi, les directions des vecteurs \mathbf{s}_{ij} sont définies comme suit : $\mathbf{s}_{i1} = [0 \ 0 \ 1]^t$, $\mathbf{s}_{i4} = \mathbf{s}_{i7} = \frac{\mathbf{r}_{Ai} - \mathbf{r}_{Bi}}{\|\mathbf{r}_{Ai} - \mathbf{r}_{Bi}\|}$, \mathbf{s}_{i2} et \mathbf{s}_{i3} forment un plan $(B_i, \mathbf{s}_{i2}, \mathbf{s}_{i3})$ dont \mathbf{s}_{i4} est le vecteur normal et $\mathbf{s}_{i4} = \mathbf{s}_{i2} \wedge \mathbf{s}_{i3}$, et enfin \mathbf{s}_{i5} et \mathbf{s}_{i6} forment un plan $(A_i, \mathbf{s}_{i5}, \mathbf{s}_{i6})$ dont \mathbf{s}_{i7} est le vecteur normal et $\mathbf{s}_{i7} = \mathbf{s}_{i5} \wedge \mathbf{s}_{i6}$. Les vecteurs \mathbf{r}_{Ai} et \mathbf{r}_{Bi} sont respectivement définis par les coordonnées des points ${}^w A_i$ et ${}^w B_i$.

Le système des torseurs cinématiques équivalents qui définit la mobilité de la jambe i est engendré par la combinaison linéaire :

$$\mathcal{T}_i = \bigoplus_{j=1}^7 \hat{\xi}_{ij} \text{ pour } i = 1..8 \quad (2.20)$$

$$\mathcal{T}_i = \hat{\xi}_{\infty i1} \dot{q}_{ai1} + \hat{\xi}_{0i2} \dot{q}_{pi2} + \hat{\xi}_{0i3} \dot{q}_{pi3} + \hat{\xi}_{0i4} \dot{q}_{pi4} + \hat{\xi}_{0i5} \dot{q}_{pi5} + \hat{\xi}_{0i6} \dot{q}_{pi6} + \hat{\xi}_{0i7} \dot{q}_{pi7} \quad (2.21)$$

FIGURE 2.3 – Représentation schématique des vecteurs directeurs de la jambe i .

dont \dot{q}_{ij} est la vitesse (linéaire ou angulaire) de la liaison j . Dans l'équation 2.20, nous remarquons que l'espace \mathcal{T}_i contient deux torseurs cinématiques linéairement dépendants $\hat{\xi}_{0i4}$ et $\hat{\xi}_{0i7}$. Leurs deux vecteurs résultants sont colinéaires ainsi que les deux points wA_i et wB_i appartiennent au même axe central de deux torseurs. Nous pouvons donc réécrire l'équation 2.21 sous forme d'une multiplication matricielle suivante :

$$\mathcal{T}_i = \mathbf{J}_i \begin{bmatrix} \dot{q}_{ai1} \\ \vdots \\ \dot{q}_{pi6} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \mathbf{s}_{i2} & \mathbf{s}_{i3} & \mathbf{s}_{i4} & \mathbf{s}_{i5} & \mathbf{s}_{i6} \\ \mathbf{s}_{i1} & \mathbf{r}_{Bi} \wedge \mathbf{s}_{i2} & \mathbf{r}_{Bi} \wedge \mathbf{s}_{i3} & \mathbf{r}_{Bi} \wedge \mathbf{s}_{i4} & \mathbf{r}_{Ai} \wedge \mathbf{s}_{i5} & \mathbf{r}_{Ai} \wedge \mathbf{s}_{i6} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{q}_{ai1} \\ \vdots \\ \dot{q}_{pi6} \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

Plusieurs travaux ont démontré que le système des torseurs \mathcal{T}_i admet toutes les mobilités (les six DDL) de l'extrémité de la chaîne cinématique serielle i [Gogu, 2008] [Helmer, 2006] [Zhao et al., 2009]. Nous déduisons donc le torseur d'effort réciproque à \mathcal{T}_i :

$$\mathcal{W}_i = \mathcal{T}_i^\perp = \{\emptyset\} \quad (2.23)$$

Par conséquent, la jambe du manipulateur n'applique aucune contrainte sur la plate-forme. Cependant, en utilisant le tableau de réciprocité 2.1, nous remarquons que si le point wA_i est différent de wB_i , il n'existe aucun couple réciproque au système \mathcal{T}_i . Alors qu'il existe une force réciproque à tous les torseurs de pas nul $\hat{\xi}_{0ij}$, son axe central est dirigé selon la droite (${}^wA_i, {}^wB_i$). Cette force disparaît en présence du torseur cinématique de pas infini $\hat{\xi}_{\infty i1}$. Cependant, dans le cas où \mathbf{s}_{i1} est perpendiculaire à \mathbf{s}_{i4} , le torseur cinématique de pas infini n'a plus d'effet sur la mobilité de la jambe et le manipulateur se

retrouve dans une position singulière et nous obtenons $\mathcal{W}_i = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i4} \\ \mathbf{r}_{Ai} \times \mathbf{s}_{i4} \end{bmatrix}$.

Prenons maintenant la partie droite de la plateforme, quatre jambes sont attachées en parallèle à cette demi-plateforme. Ainsi, nous déterminons le système des torseurs d'efforts \mathcal{W}_d associé à cette demi-plateforme par la relation :

$$\mathcal{W}_d = \bigoplus_{i=1}^4 \mathcal{W}_i = \{\emptyset\}$$

De même, nous retrouvons le système de torseur d'efforts de la partie gauche de la plateforme $\mathcal{W}_g = \{\emptyset\}$.

En somme, mis à part les positions singulières définies précédemment, chaque partie de la plateforme admet les six DDL. Nous pouvons donc retrouver les systèmes des torseurs cinématiques de deux parties de la plateforme $\mathcal{T}_d = \mathcal{W}_d^\perp$ et $\mathcal{T}_g = \mathcal{W}_g^\perp$.

A ce stade d'analyse, les deux parties gauche et droite de la plateforme sont détachées. Avant de les attacher, nous présentons le torseur cinématique de l'articulation pivot au

centre de la plateforme par $\hat{\xi}_{0p} = \begin{bmatrix} \mathbf{x}_p \\ \mathbf{r}_P \times \mathbf{x}_p \end{bmatrix}$.

La partie droite de la plateforme est reliée à la partie gauche par l'intermédiaire d'une liaison pivot qui est définie par le torseur cinématique $\hat{\xi}_{0p}$. Ainsi, cet assemblage peut être décomposé en deux parties : un système où nous attachons en série la partie droite de la plateforme avec la liaison pivot et ensuite un assemblage en parallèle de ce système avec la partie gauche de la plateforme.

En utilisant les équations 2.16 et 2.18, nous obtenons le système d'équations suivant :

$$\begin{cases} \mathcal{T}_d^f = (\mathcal{T}_d \oplus \hat{\xi}_{0p}) \cap \mathcal{T}_g \\ \mathcal{T}_g^f = (\mathcal{T}_g \oplus \hat{\xi}_{0p}) \cap \mathcal{T}_d \end{cases} \quad (2.24)$$

Où \mathcal{T}_d^f et \mathcal{T}_g^f représentent respectivement les mobilités de la partie droite et gauche de la plateforme après l'assemblage de la structure.

Nous rappelons que la dimension de l'espace vectoriel d'un torseur est égale à 6. Un torseur permet de représenter les champs des vitesses d'un seul élément solide. Puisque l'effecteur de notre robot est constitué de deux solides articulés entre eux, il n'est pas possible de trouver sa mobilité utilisant un seul torseur cinématique.

La liaison pivot $\hat{\xi}_{0p}$ permet de contraindre cinq mouvements (les trois déplacements et deux rotations relatives) entre les deux parties de la plateforme configurable. Puisque chaque partie possède six DDL, nous obtenons bien les six mobilités plus la rotation relative entre les deux parties de la plateforme autour de l'axe \mathbf{x}_p .

2.4.2.4/ ACTIONNEURS BLOQUÉS ET ÉQUATIONS DE CONTRAINTES RÉSULTANTES

Dans cette partie, les actionneurs sont bloqués, ce qui revient dans notre cas à les remplacer par des encastrements comme illustré dans la figure 2.4. L'objectif est de démontrer que la plateforme est totalement contrainte et que les mobilités au bout de l'effecteur sont égales zéro.

Reprendons les torseurs cinématiques associés aux articulations de la jambe i présentés dans la sous-section 2.4.2.3. Comme les actionneurs sont bloqués, le torseur cinématique $\hat{\xi}_{\infty i1}$ est nul.

En faisant la combinaison linéaire des torseurs cinématiques de la jambe i , nous obtenons le système :

$$\mathcal{T}_i = \bigoplus_{j=2}^7 \hat{\xi}_{ij} \text{ pour } i = 1..8. \quad (2.25)$$

Nous avons démontré que les torseurs cinématiques $\hat{\xi}_{0i4}$ et $\hat{\xi}_{0i7}$ sont égaux. Nous pouvons ainsi réécrire l'équation 2.25 sous la forme suivante :

$$\mathcal{T}_i = \hat{\xi}_{0i2} \dot{q}_{pi2} + \hat{\xi}_{0i3} \dot{q}_{pi3} + \hat{\xi}_{0i4} \dot{q}_{pi4} + \hat{\xi}_{0i5} \dot{q}_{pi5} + \hat{\xi}_{0i6} \dot{q}_{pi6} \quad (2.26)$$

Pour obtenir les efforts transmis par la jambe i quand l'actionneur q_i est bloqué, il faut prendre la réciproque de \mathcal{T}_i . Le système des torseurs d'effort est de dimension 1. D'après le tableau des conditions de réciprocités 2.1, s'il existe un couple réciproque au système des torseurs, son vecteur résultant doit être perpendiculaire à tous les vecteurs directeurs des torseurs cinématiques de pas nul. Puisque les torseurs de pas nul sont linéairement indépendants donc aucun couple réciproque n'est obtenu. Le seul effort transmis par la jambe i lorsque l'actionneur est bloqué est une force d'axe central (${}^wA_i {}^wB_i$). Cette droite est colinéaire à tous les axes centraux des torseurs cinématiques de pas nul de système \mathcal{T}_i . Ainsi, chaque jambe constraint une partie de la plateforme en déplacement selon l'axe s_{i4} au point A_i . Nous pouvons présenter cette force dans le repère de référence par :

$$\mathcal{W}_i = \mathcal{T}_i^\perp = \begin{bmatrix} s_{i4} \\ \mathbf{r}_{A_i} \times s_{i4} \end{bmatrix} \text{ pour } i = 1..8 \quad (2.27)$$

Trouvons donc maintenant les mobilités d'une partie de la plateforme. En appliquant l'équation 2.19 sur la partie droite, nous obtenons le système des torseurs d'efforts suivant,

$$\mathcal{W}_d = \bigoplus_{i=1}^4 \mathcal{W}_i = \bigoplus \left\{ \begin{bmatrix} s_{14} \\ \mathbf{r}_{A_1} \times s_{14} \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} s_{24} \\ \mathbf{r}_{A_2} \times s_{24} \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} s_{34} \\ \mathbf{r}_{A_3} \times s_{34} \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} s_{44} \\ \mathbf{r}_{A_4} \times s_{44} \end{bmatrix} \right\} \quad (2.28)$$

Le système des torseurs cinématiques \mathcal{T}_d de la partie droite de la plateforme, indépendamment de la partie gauche, est obtenu en utilisant les conditions de réciprocité appliquées au système \mathcal{W}_d .

Avant de continuer le déroulement de la méthode, arrêtons-nous un peu sur le système \mathcal{W}_d . Nous remarquons que les torseurs d'efforts sont linéairement dépendants si les trois vecteurs s_{m4} , s_{n4} et $\overrightarrow{A_mA_n}$ pour $m, n = 1..4$ et $m \neq n$ sont colinéaires, c'est-à-dire que deux jambes ou plus du robot sont alignées, donc la dimension de \mathcal{W}_d diminue.

Mises à part les positions singulières, notre système est composé de quatre torseurs linéairement indépendants. Par conséquent, le système \mathcal{T}_d est constitué de deux torseurs cinématiques réciproques à \mathcal{W}_d . Ces torseurs sont déterminés à partir du tableau des conditions de réciprocité 2.1.

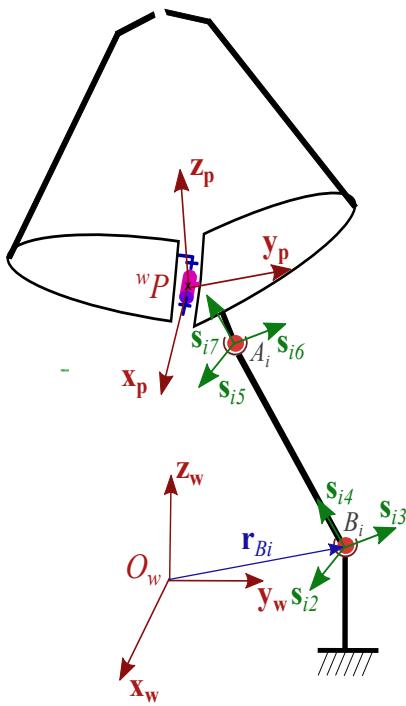


FIGURE 2.4 – Représentation schématique des vecteurs directeurs de la jambe i avec les actionneurs bloqués.

Pour rappel, les torseurs cinématiques de pas infini réciproques aux forces \mathcal{W}_i existent si nous trouvons un ou plusieurs vecteurs perpendiculaires à tous les vecteurs directeurs des torseurs d'efforts s_{i4} . Les dispositions de ces vecteurs sont classées comme suit ;

- trois vecteurs directeurs ne sont pas coplanaires, ne correspondant à aucun torseur cinématique en translation et donc la partie de la plateforme est contrainte en translation ;
- les quatre vecteurs directeurs sont coplanaires mais ne sont pas colinéaires, correspondants à un torseur cinématique en translation de vecteur s_{dt1} (produit vectoriel de deux vecteurs directeurs s_{i4} non colinéaires) et donc la partie de la plateforme admet une translation selon s_{dt1} et le torseur cinématique correspondant

$$\text{est } \hat{\xi}_{\infty d1} = \begin{bmatrix} 0 \\ s_{dt1} \end{bmatrix};$$

- enfin, les quatre vecteurs directeurs sont colinéaires, correspond à deux torseurs cinématiques en translation de vecteurs s_{dt1} et s_{dt2} (ces vecteurs forment un plan de vecteur directeur s_{i4}) et donc la partie de la plateforme admet deux translations

$$\text{et les torseurs cinématiques de pas infini correspondants sont : } \hat{\xi}_{\infty d2} = \begin{bmatrix} 0 \\ s_{dt2} \end{bmatrix} \text{ et}$$

$$\hat{\xi}_{\infty d3} = \begin{bmatrix} 0 \\ s_{dt3} \end{bmatrix}.$$

Pour les torseurs cinématiques en rotations (de pas nul) réciproques au système des forces \mathcal{W}_d de la partie droite de la plateforme, il faut retrouver les droites coplanaires aux axes centraux des torseurs d'efforts pour $i = 1..4$. Le problème se résume à trouver la ou

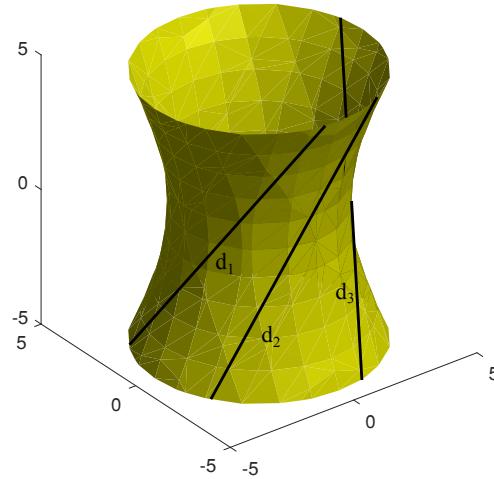


FIGURE 2.5 – Paraboloïde hyperbolique formée par les trois droites d_1 , d_2 et d_3 .

les droites concourantes à ces quatre derniers. Ce problème a été traité dans la littérature par plusieurs approches comme l'approche quadratique, l'analyse géométrique et la géométrie projective dans [Lenar et al., 1998]. Une méthode basée sur la géométrie de Grassmann a été exposée par Merlet dans [Merlet, 1989] pour l'analyse des singularités des robots parallèles.

Pour cette analyse, nous proposons d'exploiter les résultats de dépendance linéaire des droites développés par Dandurand [Dandurand, 1984]. Dandurand a utilisé des réseaux constitués de liens (droites) et de nœuds (rotules) qui forment une attache entre deux éléments. L'objectif étant de déterminer les mobilités entre ces éléments.

Avant de regarder le déroulement des différentes constructions, nous définissons quelques termes de dépendance linéaire des droites :

- deux droites dans l'espace peuvent être soit *concourantes* ou *gauches* ;
- trois droites gauches dans l'espace forment un paraboloïde hyperbolique. Toute droite sur cette surface, appelée *régulus*, est linéairement dépendante aux trois droites données (voir figure 2.5).

Les dispositions des quatre droites dans l'espace forment des variétés de rang quatre et sont appelées *congruences*. La figure 2.6 présente les variétés possibles de rang 1 jusqu'au rang 4. Le cheminement est réalisé par l'ajout d'une droite indépendante à la configuration précédente. Nous retrouvons pour les variétés de rang quatre, quatre congruences :

- 4A. quatre droites gauches et indépendantes entre elles dans l'espace ;
- 4B. les droites sont concourantes à deux droites gauches ;
- 4C. toutes les droites passent par une droite commune ;
- 4D. toutes les droites dans un plan ou passantes par un point de ce plan.

Ainsi chacune de ces variétés mène à des façons distinctes d'ajout de la quatrième droite. La dernière ligne de la figure 2.6 illustre des configurations possédant les mêmes propriétés de génération, mais des propriétés combinatoires différentes.

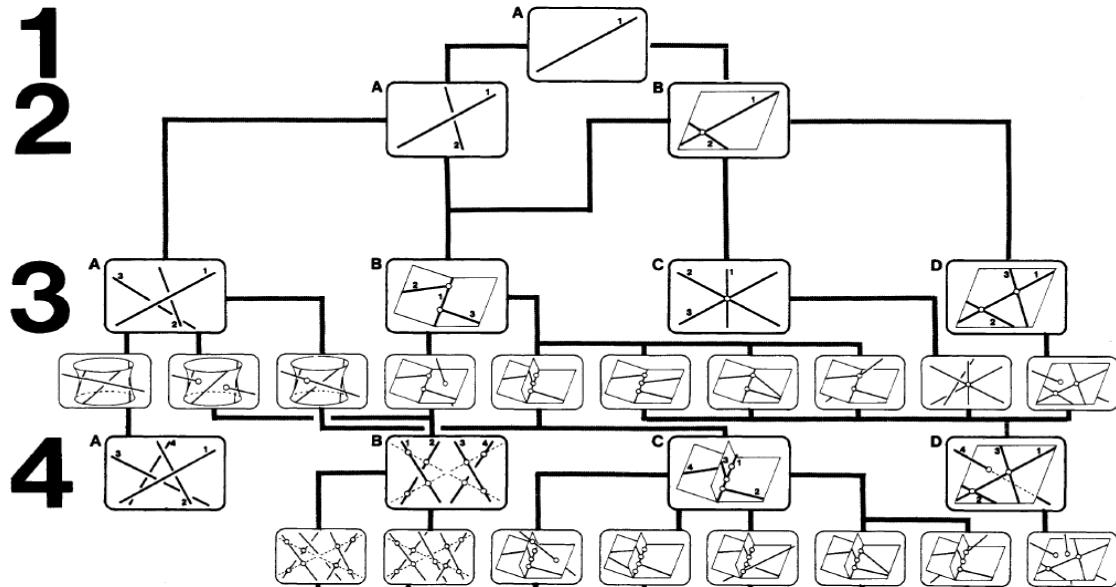


FIGURE 2.6 – Les variétés de rang 1 à 4 par un cheminement créé par l'ajout d'une droite à la configuration minimum, extrait de [Dandurand, 1984].

Afin de trouver les mobilités en rotation de chaque partie de la plateforme, nous devons analyser chaque propriété combinatoire indépendamment. Ces constructions ne sont pas simples à exprimer vectoriellement. L'objectif de cette analyse est de trouver les droites (torseurs cinématiques de pas nul) concourantes aux quatre droites (forces du système des torseurs d'efforts \mathcal{W}_d).

En général, pour que le mécanisme soit totalement contraint, les mobilités obtenues pour chaque demi-plateforme (\mathcal{T}_d^f et \mathcal{T}_g^f) après l'assemblage de deux parties par l'intermédiaire de la liaison pivot $\hat{\xi}_{0p}$ doivent vérifier la relation suivante :

$$\begin{cases} \mathcal{T}_d^f = (\mathcal{T}_d \oplus \hat{\xi}_{0p}) \cap \mathcal{T}_g = \{\emptyset\} \\ \mathcal{T}_g^f = (\mathcal{T}_g \oplus \hat{\xi}_{0p}) \cap \mathcal{T}_d = \{\emptyset\} \end{cases} \quad (2.29)$$

Pour vérifier cette relation, tous les torseurs cinématiques pour chaque sous-ensemble et pour chaque configuration du robot sont à trouver. Ces conditions sont multiples et nécessitent une analyse détaillée. Cependant, nous remarquons pour certaines configurations du manipulateur des singularités de contrainte, c'est-à-dire le système des torseurs cinématiques \mathcal{T}_d^f et \mathcal{T}_g^f est égal à un ou plusieurs torseurs cinématiques. Ces singularités sont présentées dans le tableau 2.2 et illustrées dans les figures 2.7.

Description des singularités La dégénérescence d'un système de torseurs signifie que son rang diminue. Ainsi, le système réciproque gagne une dimension. Lorsqu'un système de torseurs cinématiques \mathcal{T}_d^f ou \mathcal{T}_g^f contient une mobilité, le mécanisme gagnera une mobilité et sera dans une singularité.

La condition 1 du tableau 2.2 décrit une singularité sérielle. Dans cette configuration le

TABLE 2.2 – Conditions de singularité du manipulateur à sept DDL

Cas	Condition de singularité	Figure
1	$s_{i1} \perp s_{i4}$	2.7(a)
2	s_{m4}, s_{n4} et $\overrightarrow{A_m A_n}$ sont colinéaires et s_{p4}, s_{q4} et $\overrightarrow{A_p A_q}$ sont colinéaires, pour $m, n, p, q = 1..8$ et $m \neq n \neq p$	
3	$\hat{\xi}_{\infty d1} = \hat{\xi}_{\infty g1}$ c.à.d tout les vecteurs s_{i4} pour $i = 1..8$ sont coplanaires	2.7(b)
4	$\hat{\xi}_{0d1,2} = \hat{\xi}_{0g1,2}$ c.à.d un des axes de rotation de la partie droite de la plateforme est confondu avec celui de la partie gauche.	2.7(c)
5	$\hat{\xi}_{0d1,2} = \hat{\xi}_{0p}$ ou $\hat{\xi}_{0g1,2} = \hat{\xi}_{0p}$ c.à.d un des axes de rotation de la partie droite ou gauche de la plateforme est confondu avec la liaison pivot.	2.7(d)

produit vectoriel $s_{i1} \cdot s_{i4} = 0$ et le robot perd la capacité de déplacer son effecteur dans une direction précise. Dans ce cas, le déterminant de la matrice J_d (équation 2.11) est nul.

La condition 2 est obtenue lorsque deux jambes du manipulateur sont colinéaires. Cependant, la singularité n'apparaît que dans le cas où au moins trois jambes sont alignées. Ceci est dû à la redondance d'actionnement.

Dans la condition 3, l'effecteur gagne une mobilité en translation selon un ou deux axes. Pour cette condition, il suffit d'avoir les vecteurs directeurs de toutes les jambes coplanares. Le vecteur normal à ce plan est la direction de translation de l'effecteur.

Pour les conditions 4 et 5, le robot gagne une mobilité en rotation. Cette mobilité est obtenue, soit lorsque les droites liées à toutes les jambes passent par une seule droite (axe de rotation) ou dans le cas où quatre droites associées aux jambes liées à une partie de la plateforme passent par la droite (${}^w P, \mathbf{x}_P$).

2.4.3/ MATRICE JACOBIENNE CINÉMATIQUE CALCULÉE PAR LA THÉORIE DES TORSEURS

Le modèle cinématique peut être obtenu par différentiation du modèle géométrique, comme présenté dans la section 2.3.2. L'avantage de cette méthode est que le système obtenu établit une relation directe entre les vitesses articulaires actives et les vitesses cartésiennes de l'organe terminal.

Pour un grand nombre de robots parallèles, nous pouvons exprimer la jacobienne cinématique à l'aide de vecteurs de Plücker normalisés [Tsai, 1999]. Mohamed et Duffy sont les premiers à employer la théorie des torseurs pour le calcul de la matrice jacobienne cinématique en 1985 [Mohamed et al., 1985]. En 2005, Mohamed et Gosselin ont développé une méthodologie pour déterminer la jacobienne cinématique des mécanismes parallèles avec des plateformes configurables (formées par des chaînes cinématiques fermées).

Pour la commande en vitesse des robots parallèles, le modèle cinématique doit exprimer les vitesses de l'effecteur dans le repère de base en fonction des articulations actives du robot. En règle générale, le produit réciproque des vecteurs de Plücker avec les droites associées aux jambes du robot permet d'éliminer les vitesses des articulations passives

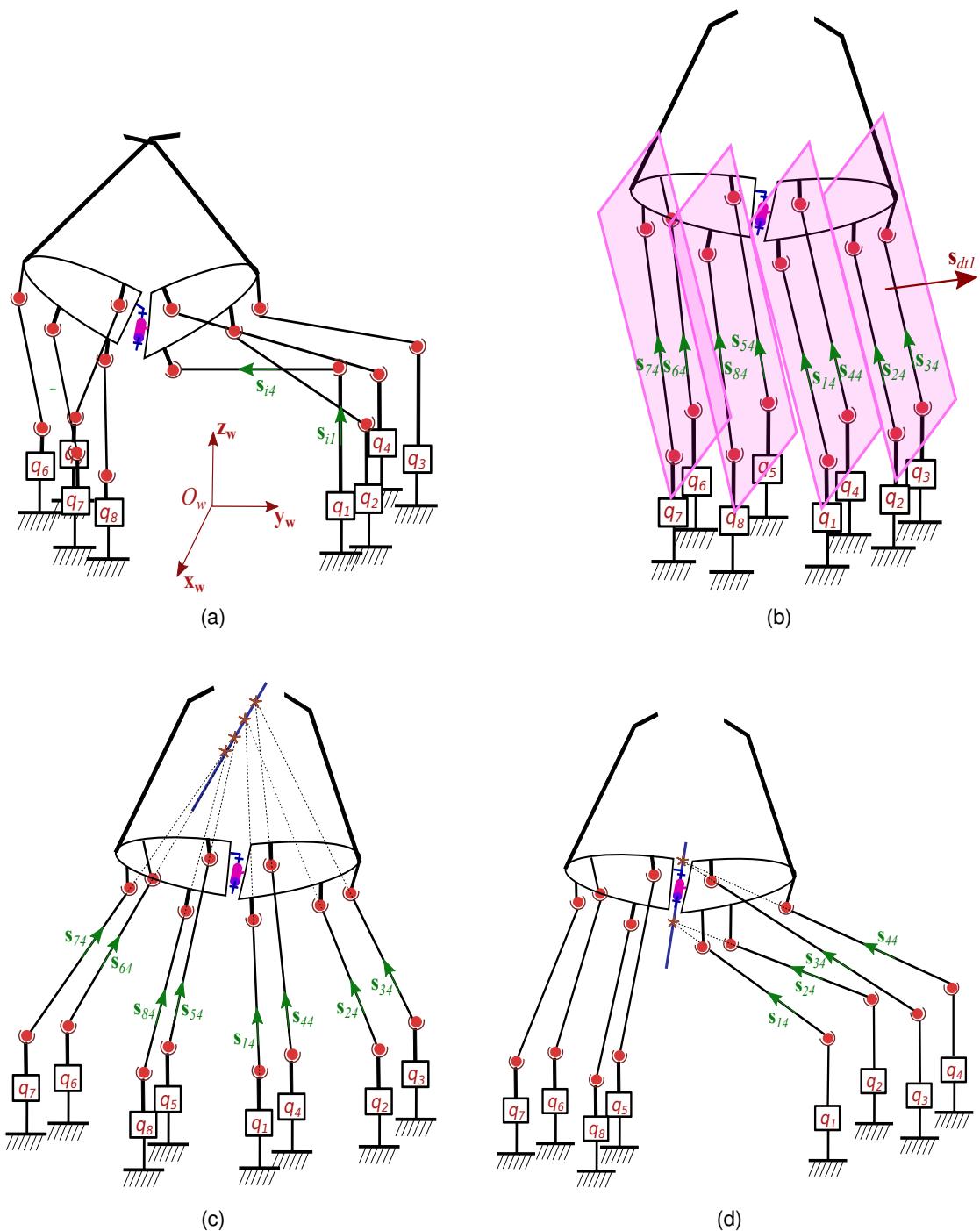


FIGURE 2.7 – Configurations de singularité de contrainte du manipulateur

[Nigatu et al., 2014][Tsai, 1998][Kang et al., 2016].

Les effecteurs des robots parallèles traditionnels sont composés d'un seul solide mobile. Dans ce cas, le vecteur des vitesses cartésiennes peut être présenté par un torseur cinématique exprimé dans $SE(3)$. Cependant, les effecteurs des RPPC sont constitués par plusieurs corps. Dans le cas de notre mécanisme où l'organe terminal est constitué de

deux solides reliés entre eux par une liaison pivot, le vecteur des vitesses cartésiennes est composé de sept paramètres. C'est pourquoi, il ne peut pas être présenté par les paramètres d'un seul torseur cinématique.

Pour déterminer la matrice jacobienne du manipulateur à sept DDL avec la théorie des torseurs, nous procédons en deux étapes. Dans un premier temps, nous exprimons les vitesses de chaque élément de la plateforme par un torseur cinématique en fonction des vitesses articulaires actives des actionneurs correspondants. Dans un second temps, la matrice jacobienne cinématique globale sera déterminée en prenant en compte les contraintes appliquées par la liaison pivot.

Nous définissons respectivement les vecteurs vitesses instantanées $\mathbf{t}_d = [\omega_d^t, \mathbf{v}_d^t]^t$ et $\mathbf{t}_g = [\omega_g^t, \mathbf{v}_g^t]^t$ attachés à la partie droite et gauche de la plateforme.

Le calcul de la matrice jacobienne inverse passe tout d'abord par la détermination des torseurs cinématiques attachés à chaque articulation de la structure. Ces torseurs ($\hat{\xi}_{ij}$ pour $i = 1..8$ et $j = 1..7$) sont définis dans la sous-section 2.4.2.3 et sont présentés dans la figure 2.3. En notant $\dot{\mathbf{q}}_i = [\dot{q}_{ai1}, \dot{q}_{pi2}, \dots, \dot{q}_{pi7}]^t$ le vecteur des vitesses articulaires du manipulateur associé à la jambe i , les torseurs cinématiques de deux parties de la plateforme peuvent être écrits sous la forme :

$$\begin{cases} \mathbf{t}_d = \hat{\xi}_{\infty i1} \dot{q}_{ai1} + \hat{\xi}_{0i2} \dot{q}_{ai2} + \hat{\xi}_{0i3} \dot{q}_{ai3} + \hat{\xi}_{0i4} \dot{q}_{ai4} + \hat{\xi}_{0i5} \dot{q}_{ai5} + \hat{\xi}_{0i6} \dot{q}_{ai6} + \hat{\xi}_{0i7} \dot{q}_{ai7} \text{ pour } i = 1..4 \\ \mathbf{t}_g = \hat{\xi}_{\infty i1} \dot{q}_{ai1} + \hat{\xi}_{0i2} \dot{q}_{ai2} + \hat{\xi}_{0i3} \dot{q}_{ai3} + \hat{\xi}_{0i4} \dot{q}_{ai4} + \hat{\xi}_{0i5} \dot{q}_{ai5} + \hat{\xi}_{0i6} \dot{q}_{ai6} + \hat{\xi}_{0i7} \dot{q}_{ai7} \text{ pour } i = 5..8 \end{cases} \quad (2.30)$$

L'équation 2.30 formule le problème des vitesses cartésiennes de deux parties de la plateforme indépendamment. Cependant, la formulation comporte les variables articulaires passives. Afin d'éliminer ces variables, nous trouvons le torseur $\hat{\zeta}_{0ir}$ associé à la jambe i

réciproque à tous les torseurs de pas nul $\hat{\xi}_{0ij}$ pour $i = 1..8$ et $j = 2..7$, où $\hat{\zeta}_{0ir} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i4} \\ \mathbf{r}_{Ai} \times \mathbf{s}_{i4} \end{bmatrix}$.

Nous pouvons alors calculer le système des équations reliant les variables des coordonnées cartésiennes avec les vitesses des actionneurs par le produit réciproque,

$$\begin{cases} \hat{\zeta}_{0ir} \circ \mathbf{t}_d = \hat{\zeta}_{0ir} \circ \hat{\xi}_{\infty i1} \dot{q}_{ai1} = \mathbf{s}_{i4}^t \mathbf{s}_{i1} \dot{q}_{ai1} \text{ pour } i = 1..4 \\ \hat{\zeta}_{0ir} \circ \mathbf{t}_g = \hat{\zeta}_{0ir} \circ \hat{\xi}_{\infty i1} \dot{q}_{ai1} = \mathbf{s}_{i4}^t \mathbf{s}_{i1} \dot{q}_{ai1} \text{ pour } i = 5..8 \end{cases} \quad (2.31)$$

À ce stade, les deux parties de la plateforme sont détachées. Ainsi, nous ne pouvons pas représenter le vecteur vitesses de l'effecteur du manipulateur avec les éléments d'un seul torseur cinématique (dans SE3). Les deux équations du système 2.31 doivent être assemblées en prenant compte la liaison pivot de la plateforme. Nous définissons donc les vecteurs $\omega_p = (\omega_d + \omega_g)/2$ et $\omega_\theta \mathbf{x}_p = 2\dot{\theta} \mathbf{x}_p = \omega_d - \omega_g$. Soit sous forme matricielle :

$$\begin{bmatrix} \omega_d \\ \omega_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{x}_p \\ \mathbf{I}_{3 \times 3} & -\mathbf{x}_p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \omega_p \\ \omega_\theta \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

Le système 2.32 nous conduit à la forme suivante de la matrice jacobienne cinématique,

$$\mathbf{J}_g \mathbf{t} = \mathbf{J}_d \dot{\mathbf{q}}_a \quad (2.33)$$

avec $\mathbf{t} = [\omega_p^t, \omega_\theta, {}^w \mathbf{v}_p^t]^t$ le vecteur des vitesses instantanées de la plateforme et $\dot{\mathbf{q}}_a$ les vitesses linéaires des actionneurs. $\mathbf{J}_{d,(8 \times 8)}$ et $\mathbf{J}_{g,(8 \times 7)}$ sont respectivement les matrices jacobiniennes cinématiques de type 1 et de type 2. Les deux matrices s'écrivent dans le repère

\mathcal{R}_w sous la forme :

$$\mathbf{J}_g = \begin{bmatrix} (\mathbf{r}_{A1} \wedge \mathbf{s}_{14})^t & (\mathbf{r}_{A1} \wedge \mathbf{s}_{14})^t \mathbf{x}_p & \mathbf{s}_{14}^t \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ (\mathbf{r}_{A4} \wedge \mathbf{s}_{44})^t & (\mathbf{r}_{A4} \wedge \mathbf{s}_{44})^t \mathbf{x}_p & \mathbf{s}_{44}^t \\ (\mathbf{r}_{A5} \wedge \mathbf{s}_{54})^t & -(\mathbf{r}_{A5} \wedge \mathbf{s}_{54})^t \mathbf{x}_p & \mathbf{s}_{54}^t \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ (\mathbf{r}_{A8} \wedge \mathbf{s}_{84})^t & -(\mathbf{r}_{A8} \wedge \mathbf{s}_{84})^t \mathbf{x}_p & \mathbf{s}_{84}^t \end{bmatrix} \quad (2.34)$$

$$\mathbf{J}_d = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{14}^t \mathbf{s}_{11} & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & \mathbf{s}_{84}^t \mathbf{s}_{81} \end{bmatrix} \quad (2.35)$$

La matrice jacobienne cinématique inverse du manipulateur s'écrit donc :

$$\mathbf{J}^{-1} = \mathbf{J}_d^{-1} \mathbf{J}_g \quad (2.36)$$

Dans notre cas où le robot est redondant en actionnement, la matrice jacobienne cinématique inverse (équation 2.36) n'est pas carrée (7×8) et n'est donc pas inversible. Les robots parallèles redondants en actionnement possèdent au moins un moteur supplémentaire, ce qui permet d'avoir un ensemble de solutions infini des forces exercées par ces actionneurs pour un torseur d'efforts donné de l'effecteur. Il existe plusieurs algorithmes permettant de résoudre cette redondance. Une solution simple serait d'utiliser la formulation de Moore–Penrose pseudo inverse [Merlet, 2006] pour inverser la matrice jacobienne cinématique. Cette méthode permet de trouver une solution tout en assurant le minimum des forces appliquées par les actionneurs sur l'effecteur.

2.5/ CONCLUSION

La conception de nouveaux robots parallèles possédant des propriétés particulières est un thème de recherche vaste qui fait appel à des nombreuses notions théoriques. Plusieurs travaux tentent d'aborder l'analyse et la conception des nouveaux mécanismes d'un point de vue qualitatif en présentant des approches vectorielles. Cette voie est prometteuse et a été exploitée pour la synthèse d'un nouveau robot parallèle à plateforme pliable.

Après avoir décrit la structure de ce nouveau robot, une modélisation géométrique et cinématique complète de ce mécanisme a permis de valider le concept à travers une étude des mobilités et des contraintes utilisant la théorie des torseurs.

L'utilisation des outils géométriques de base nous a permis de déterminer le MGI ainsi que la matrice jacobienne cinématique. Ensuite, la théorie des torseurs a été employée pour une étude de contraintes et de mobilités. Elle nous a permis de retrouver quelques singularités. Avant de réaliser la conception mécanique du robot, cette étape nous permettra d'optimiser certains paramètres géométriques pour une meilleure contrôlabilité du robot.

Enfin, nous avons calculé la matrice jacobienne inverse en exploitant la théorie des torseurs. Pour ce faire, les deux parties de la plateforme sont initialement considérées indépendamment l'une de l'autre avec deux torseurs cinématiques séparés. Les deux modèles sont ensuite concaténés en prenant en considération la liaison pivot entre les deux parties de la plateforme.

Ces validations théoriques nous permettent de passer à la phase suivante qui consiste à concevoir, à réaliser et à valider expérimentation une preuve de concept à l'échelle centimétrique. Durant cette phase, des liaisons mécaniques classiques seront d'abord utilisées avant d'être remplacées, lors de l'étape suivante, par des liaisons flexibles de tailles sub-millimétriques.

3

CONCEPTION, FABRICATION ET COMMANDÉ D'UN DÉMONSTRATEUR

Sommaire

3.1 Introduction	62
3.2 Dimensionnement de la structure	62
3.2.1 Espace de travail	63
3.2.1.1 Frontière de l'espace de travail	65
3.2.1.2 Influence des paramètres géométriques sur l'espace de travail	65
3.2.2 Manipulabilité	68
3.2.3 Analyse du couple de saisie	68
3.2.4 Dimensions géométriques du démonstrateur	71
3.3 Conception et fabrication	71
3.3.1 Choix de l'articulation sphérique	72
3.3.2 Conception du démonstrateur	73
3.3.3 Choix des actionneurs	73
3.3.4 Assemblage	74
3.4 Commande du manipulateur	76
3.5 Conclusion	76

Lors de la phase de conception d'un robot ayant une architecture cinématique donnée, un choix judicieux de ses paramètres géométriques permet d'améliorer ses performances statiques telles que son espace de travail et son indice de manipulabilité dans ce même espace. Nous analyserons dans ce chapitre l'effet de la variation de ces paramètres sur des critères de performance particuliers afin d'aboutir à un choix judicieux de ces paramètres qui serviront à la conception d'un démonstrateur. Un dispositif expérimental est enfin conçu pour valider les développements théoriques présentés précédemment.

3.1/ INTRODUCTION

La conception et le dimensionnement d'un robot sont deux problèmes complexes qui nécessitent une analyse de des paramètres géométriques afin d'obtenir des performances optimales. La conception doit aussi prendre en compte des contraintes mécaniques de fabrication.

Dans la littérature, de nombreux processus d'optimisation géométrique ont été proposés et appliqués pour déterminer une conception qui réponde à un cahier de charge prédéfini [Germain, 2013] [Briot et al., 2017] [Landuré et al., 2018].

La première partie de ce chapitre vise à établir des recommandations pour le dimensionnement géométrique d'un robot afin d'aboutir à un manipulateur adapté à la micromaniipulation dextre à sept DDL. Ainsi, les différentes grandeurs géométriques liées à ce mécanisme sont présentées, puis les déplacements et les orientations limites sont mis en évidence. Ces derniers permettront ainsi d'estimer l'espace de travail du robot. Les critères choisis sont le volume atteignable, la manipulabilité et la distribution du couple de serrage aux extrémités des deux doigts de la pince. Nous comparons les deux premiers critères pour choisir les paramètres géométriques du démonstrateur.

La deuxième partie du chapitre est consacrée à la conception d'un démonstrateur réalisé pour valider la structure proposée ainsi que les modèles développés. Pour cela, il a été nécessaire de réaliser une étape de dimensionnement de la structure pour trouver la meilleure disposition géométrique des jambes.

Cette analyse n'a pas pour objectif de présenter une méthode d'optimisation des paramètres géométriques, mais de visualiser l'effet de la variation de ces paramètres sur les performances géométriques et cinématiques. Ainsi, l'intérêt de cette étude est d'avoir un guide pour le choix des paramètres. Notons que les dimensions choisies devraient conduire à une réalisation mécanique possible issue des caractéristiques des actionneurs.

3.2/ DIMENSIONNEMENT DE LA STRUCTURE

Comme déjà mentionnée dans le chapitre 2, une des particularités du RPPC à sept DDL est la préhension intégrée. L'élément essentiel de cette structure mobile est la plateforme pliable formée de deux éléments reliés par une liaison pivot.

Lors d'une première étude géométrique ou cinématique d'un mécanisme, les articulations sont considérées généralement idéales (sans jeu, sans élasticité et sans frottement) et

les composants sont supposés parfaitement rigides.

Afin de simplifier la conception, nous considérons la configuration à symétrie axiale quaternaire formée de quatre paires de chaînes cinématiques identiques disposées avec une période de 90° . Chaque paire est composée de deux jambes disposées symétriquement par rapport au plan formé par l'axe z_w et $\text{rot}(\mathbf{x}_w, i \times \frac{\pi}{4} + \frac{\pi}{8})$, pour $i = 0, \dots, 3$, et passant par le point O . Les longueurs paramétriques et les angles caractéristiques de cette structure sont représentés sur la figure 3.1.

Les paramètres dimensionnels du modèle, définis dans la position d'origine du robot, sont les longueurs des jambes ($l_i, i = 1..8$), les hauteurs des points wA_i et wB_i , respectivement h_{A_i} et h_{B_i} , définies par rapport à la liaison pivot de la plateforme, les rayons R_{A_i} et R_{B_i} qui représentent respectivement les distances entre l'axe z_w et les points wA_i et wB_i , et finalement ϕ_1 et ϕ_2 qui représentent respectivement les angles entre la droite (O_w, \mathbf{x}_w) , la droite formée par le point O_w et la projection du point A_1 et B_1 sur le plan $(O_x, \mathbf{x}_w, \mathbf{y}_w)$.

3.2.1/ ESPACE DE TRAVAIL

La détermination de l'espace de travail d'un robot est un critère important pour sa conception. En effet, parmi les principaux inconvénients des manipulateurs parallèles, nous retrouvons le faible espace de travail par rapport au volume qu'il occupe. Pour un robot parallèle à plateforme rigide, l'espace de travail est la zone atteignable par un point fixe de la plateforme. Le montage d'un outil provoque un décalage du point de travail et donc une translation et une amplification correspondante du volume atteignable.

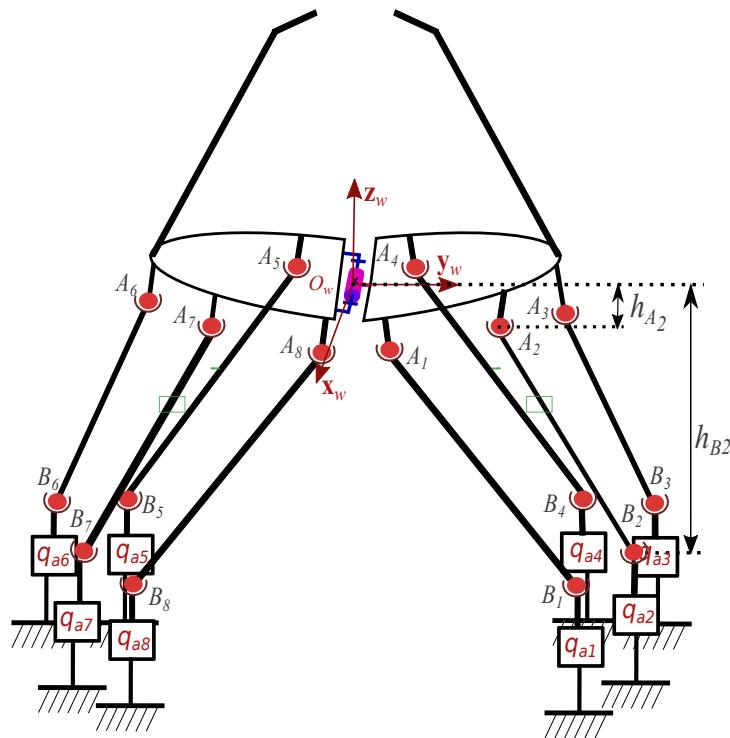
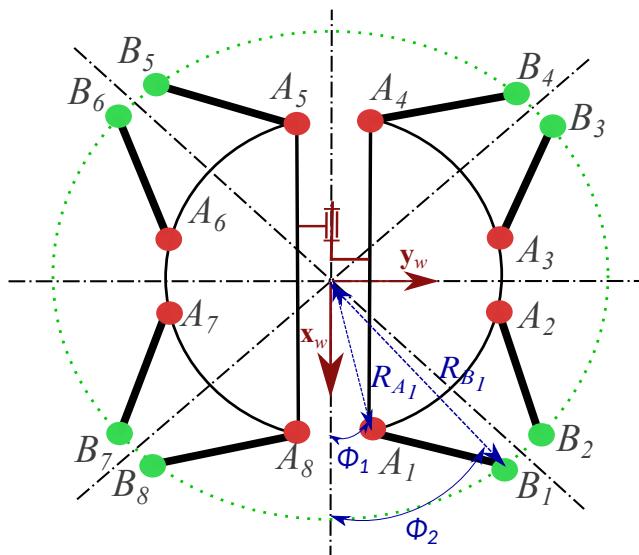
Différentes terminologies de l'espace de travail existent pour un manipulateur parallèle [Merlet, 2006] :

- l'espace atteignable maximal, un volume correspondant à des positions accessibles par l'organe terminal mobile pour au moins une orientation de celui-ci ;
- l'espace atteignable dextre, le volume accessible par l'effecteur tout en garantissant toutes les rotations ;
- l'espace atteignable à orientation constante, l'ensemble des positions accessibles par l'organe terminal pour une orientation donnée.

Les espaces de travail des robots parallèles ont des formes géométriques complexes. Des algorithmes analytiques, géométriques et algébriques ont été développés pour déterminer ces espaces de travail [Bonev et al., 2006][Haug et al., 1995] [Schreiber et al., 2018]. Merlet a présenté dans [Merlet, 2006] des algorithmes géométriques pour déterminer les différentes projections de l'espace de travail d'un robot 6-UPS. Ces algorithmes permettent d'intégrer les contraintes liées aux limites articulaires et aux collisions entre les composants. Cependant, la reconstruction totale de l'espace atteignable d'une telle architecture reste difficile à déterminer.

Les méthodes algébriques sont encore plus compliquées à implémenter car elles demandent l'ajout de variables supplémentaires [Jo et al., 1989]. Ainsi, des singularités peuvent se trouver dans l'espace de travail d'un mécanisme parallèle, ce qui induit des zones inaccessibles par l'effecteur dans ce dernier [Li et al., 2007].

Dans cette partie, nous nous intéressons à l'espace de travail maximal, c'est-à-dire incluant toutes les positions atteignables par l'effecteur sans prendre en compte les singularités qui peuvent apparaître. Contrairement aux robots parallèles traditionnels, l'organe

(a) Présentation de deux paramètres géométriques h_{A_i} et h_{B_i} .

(b) Présentation de quatre paramètres géométriques une vue de dessus de la structure cinématique.

FIGURE 3.1 – Paramètres utilisés pour la modélisation géométrique de la structure.

terminal de notre manipulateur est constitué de deux pièces attachées qui admettent toutes les mobilités ainsi qu'une rotation relative entre elles. Par conséquent, deux solides indépendants en rotation sont immergés chacun dans un espace de dimension trois. Nous allons ici simplifier le problème en supposant que chaque extrémité d'un doigt de l'effecteur génère un volume dépendant des contraintes générées par la liaison pivot.

Nous retrouvons alors deux volumes qui se chevauchent et dépendant des positions et des longueurs des doigts.

Dans le but d'observer l'effet de la variation des paramètres géométriques sur l'espace de travail, nous considérons dans cette étude :

- que les longueurs et les positions des doigts placés sur la plateforme sont fixes ;
- que l'espace de travail est constitué de deux volumes générés par les positions atteignables de chaque extrémité des deux doigts ;
- que les mouvements en rotation des articulations sphériques n'imposent pas de limitations d'angles ;
- que les courses des actionneurs sont limitées à $x_a = \pm 9\text{mm}$;
- qu'il n'y a pas de chevauchement entre les jambes.

3.2.1.1/ FRONTIÈRE DE L'ESPACE DE TRAVAIL

Nous cherchons à obtenir une approximation d'un volume atteignable par chaque extrémité de la pince par une méthode numérique. Le vecteur des coordonnées généralisées du manipulateur t est constitué des variables $[\alpha \beta \gamma \theta x y z]^t$. La détermination des points atteignables par l'effecteur passe par la discréétisation de ces variables entre des valeurs minimales et maximales choisies au préalable. En utilisant le MGI développé dans le chapitre 2, nous balayons toutes les variables cartésiennes sur un intervalle donné et avec un pas d'échantillonnage déterminé tout en imposant une contrainte sur les courses des actionneurs.

La première étape consiste à imposer des valeurs pour les paramètres géométriques de la structure. La deuxième étape est de retrouver les points atteignables par l'effecteur. Enfin, nous estimons le volume de l'espace de travail par une enveloppe convexe qui englobe tous les points. Les volumes de l'espace de travail obtenus sont différents et varient en fonction des paramètres géométriques choisis. La figure 3.2 montre l'influence de cette variation. Les deux volumes, en bleu et en rouge, définissent respectivement les espaces atteignables par les extrémités des doigts gauche et droite de la pince. L'évaluation de ces volumes est obtenue en utilisant un incrément $\delta d=4\text{mm}$ pour les variables (x, y, z) et $\delta \Theta=10^\circ$ pour $(\alpha, \beta, \gamma, \theta)$.

3.2.1.2/ INFLUENCE DES PARAMÈTRES GÉOMÉTRIQUES SUR L'ESPACE DE TRAVAIL

Notre objectif consiste dans un premier temps à faire varier les paramètres géométriques de la structure afin de déterminer les volumes atteignables correspondants. Dans un second temps, nous comparons ces volumes et nous choisissons des intervalles limites pour chaque paramètre tout en respectant les contraintes mécaniques de fabrication et d'assemblage. En considérant la symétrie de la structure, six paramètres géométriques sont à varier. Nous avons choisi quatre paramètres (ϕ_1, ϕ_2, R_A et R_B) à comparer deux à deux.

L'estimation de l'espace de travail consiste en l'incrémentation des coordonnées généralisées dans un volume prédéfini v_f tout en analysant l'atteignabilité des points. L'espace obtenu est donc discréétisé. De ce fait, la précision de calcul dépend du nombre de points du maillage, dont dépend également le temps de calcul. Faisons une remarque sur cette analyse, puisque nous n'avons pas prédéfini de limites articulaires ni de contraintes de

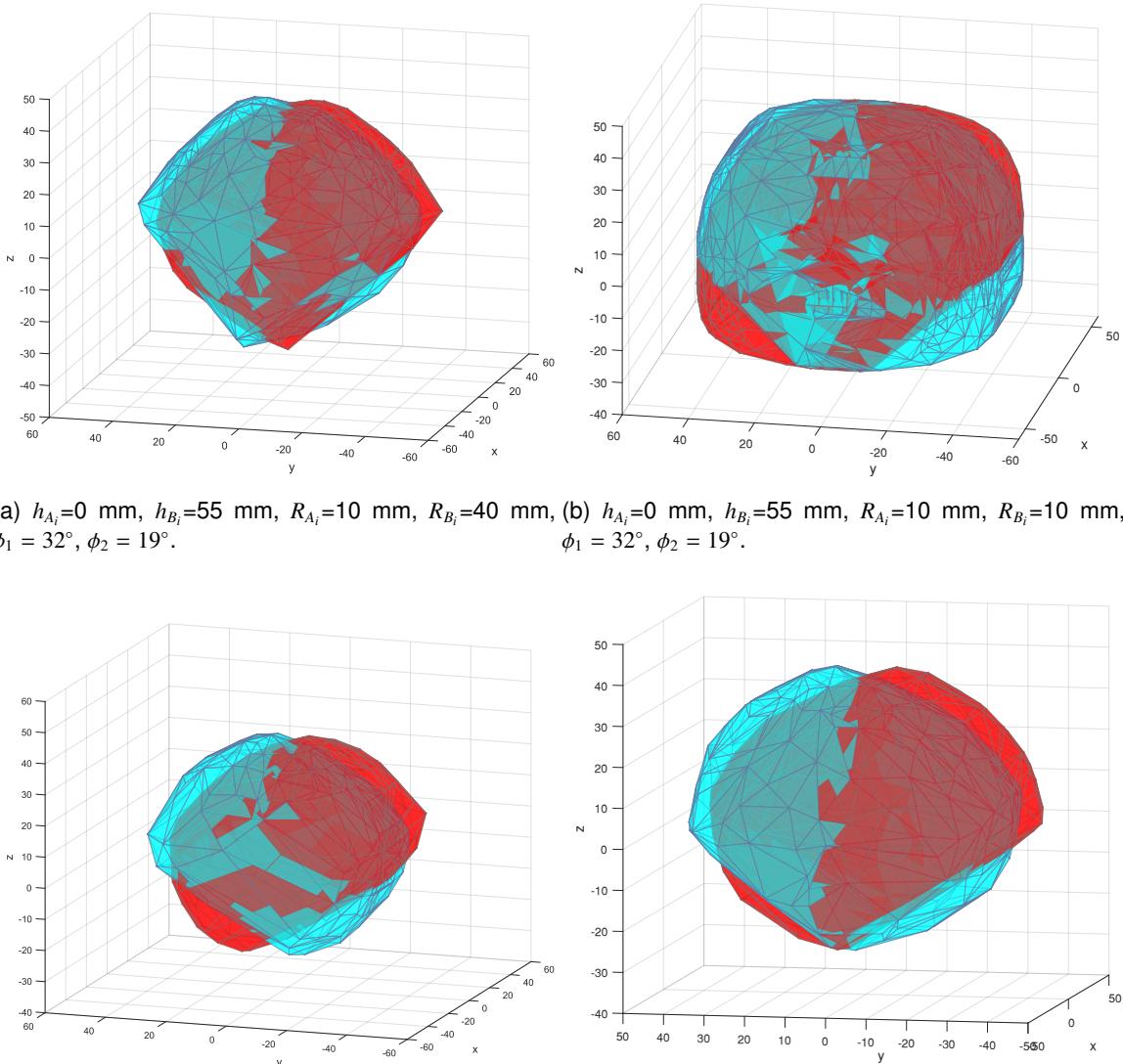
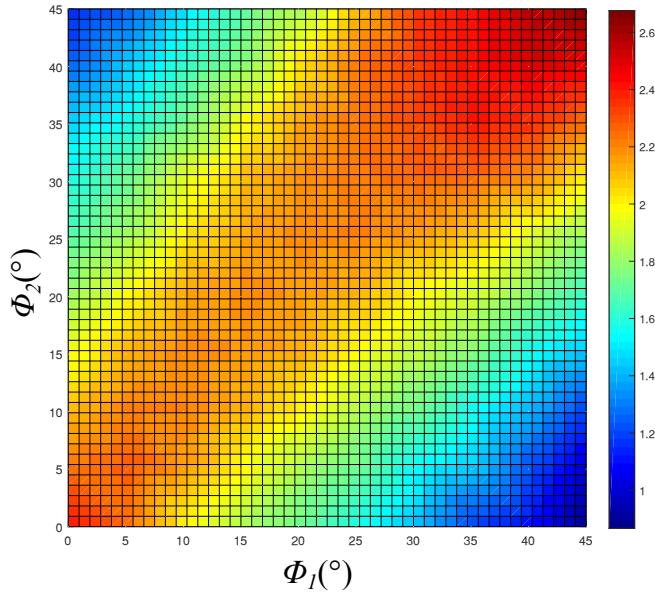


FIGURE 3.2 – Espaces de travail théoriques des deux extrémités des doigts de la pince en fonction des paramètres géométriques.

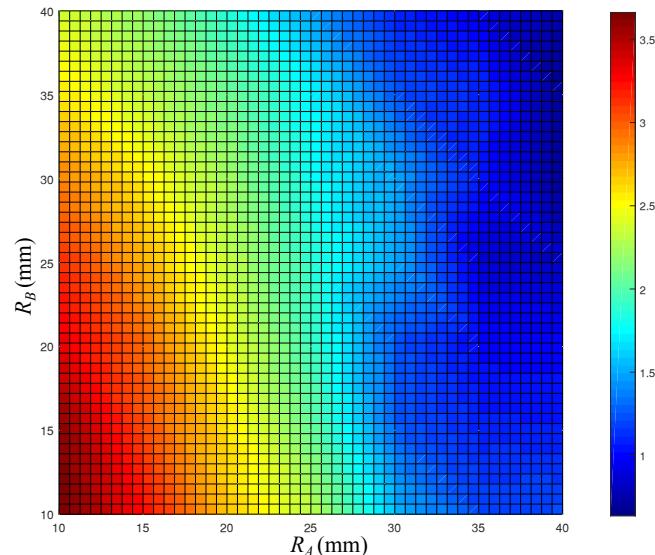
chevauchement dans l'analyse, le volume obtenu est supérieur à l'espace de travail réel. Afin d'illustrer l'influence des paramètres géométriques sur le volume atteignable, deux figures 3.3(a) et (b) sont obtenues en faisant varier quatre paramètres deux à deux.

En effet, les valeurs maximales, présentées dans la figure 3.3 (a), sont obtenues sur la diagonale lorsque la valeur de l'angle ϕ_1 est proche de ϕ_2 . Pour une valeur de ϕ_1 égale à ϕ_2 , le manipulateur se retrouve dans une position singulière du fait que toutes les lignes attachées aux jambes du robot passent par une même droite. Le manipulateur gagnera une mobilité en rotation selon cette droite.

La figure 3.3(a) identifie des zones de préférences avec des volumes atteignables maximales obtenus lorsque les valeurs de R_A et R_B sont minimales. Cette configuration per-



(a) Volume de travail du manipulateur ($\times 10^5$ mm 3) obtenu en fonction de deux paramètres géométriques ϕ_1 et ϕ_2 ($h_A = 10$ mm, $h_B = 55$ mm, $R_A = 15$ mm, $R_B = 40$ mm).



(b) Volume de travail du manipulateur ($\times 10^5$ mm 3) obtenu en fonction de deux paramètres géométriques R_A et R_B ($h_A = 10$ mm, $h_B = 55$ mm, $\phi_1 = 20^\circ$, $\phi_2 = 32^\circ$).

FIGURE 3.3 – Variations de l'espace de travail théorique en fonction de paramètres géométriques choisis.

met d'amplifier les angles de rotation de l'effecteur. Cependant, pour le choix de ces paramètres, il faut prendre en compte les contraintes de fabrication.

3.2.2/ MANIPULABILITÉ

Nous proposons d'utiliser un indice de performance afin d'approfondir notre analyse de conception pour le choix des paramètres géométriques. Dans cette partie de l'analyse, le critère de performance choisi est la manipulabilité.

Les vecteurs de manipulabilité peuvent illustrer la capacité du manipulateur à engendrer des vitesses selon chaque direction de mouvement. Ces vecteurs sont considérés comme un indice de dextérité du manipulateur.

Depuis l'introduction des ellipsoïdes de manipulabilité par Yoshikawa dans [Yoshikawa, 1985], de nombreux travaux de conception et d'optimisation ont été développés en se basant sur cet indice. Laisance d'un robot à générer des vitesses dans une direction donnée est en correspondance avec la valeur singulière (σ_k avec $k = 1, \dots, 7$) de la matrice jacobienne cinématique. Les ellipsoïdes de manipulabilité sont ainsi intéressants pour repérer des positions singulières pour choisir la direction de mobilité la plus adaptée pour commander le robot en vitesse. La manipulabilité M présentée dans l'équation 3.1, correspond à un indice de performance relatif à une position donnée.

$$M = \sqrt{\prod_k \sigma_k} \quad (3.1)$$

La manipulabilité peut être calculée pour chaque configuration atteignable de l'effecteur. Pour la commande d'un robot, la réduction de configurations singulières dans son espace atteignable le rend plus sûre et améliore ses performances cinématiques. Une singularité se traduit par une manipulabilité nulle.

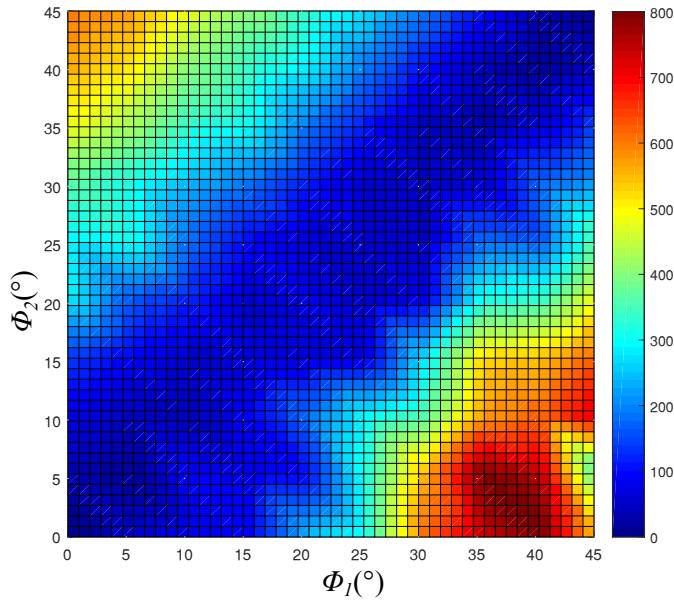
En faisant varier les paramètres géométriques, nous remarquons que l'indice de performance à la position d'origine du manipulateur évoluaient inversement au volume maximal atteignable (voir la figure 3.4). En particulier, nous remarquons qu'avec une disposition symétrique des jambes où ϕ_1 est égal à ϕ_2 , la manipulabilité est égal à zéro, ce qui correspond à un paramétrage indésirable.

3.2.3/ ANALYSE DU COUPLE DE SAISIE

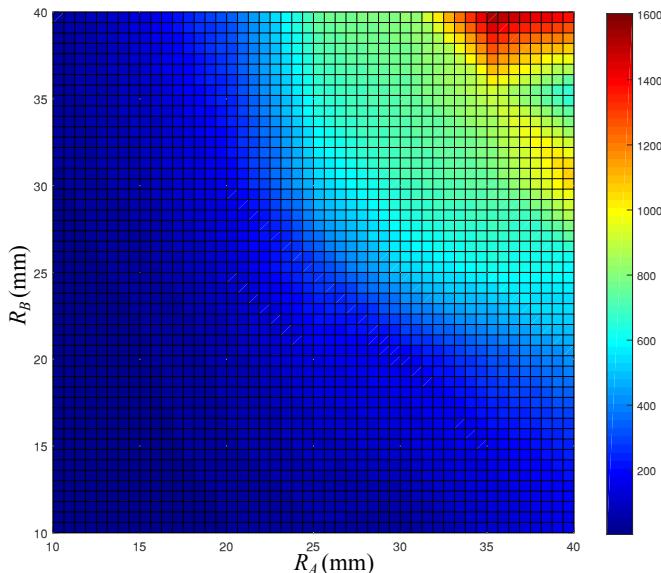
Lors d'un déplacement quelconque réalisé dans son espace de travail, le manipulateur doit garantir un seuil minimum de performances (rigidité, force, etc.). Il est donc intéressant d'évaluer les couples générés entre les deux doigts de l'effecteur. C'est pourquoi une analyse de distribution des couples de serrage est utile pour illustrer la capacité de saisie du manipulateur dans son espace atteignable. La continuité de la force de serrage doit ainsi être garantie lors de la manipulation.

Pour des raisons de simplicité, les variables de discréétisation utilisées pour cette analyse sont uniquement les translations (x, y, z). Les rotations ainsi que l'angle de fermeture de la pince sont fixés à zéro.

Dans cette analyse statique, nous supposons que la transmission des efforts est parfaite (pas de frottement dans les articulations) et que les jambes sont soumises à des efforts de traction/compression sans déformation. La valeur de couple maximale que l'effecteur est capable de générer $\tau_{\theta max}$ est obtenue en utilisant la matrice jacobienne cinématique. La relation liant le vecteur des forces produites par les actionneurs f et le vecteur des



(a) Manipulabilité du manipulateur dans sa position d'origine en fonction de deux paramètres géométriques ϕ_1 et ϕ_2 ($h_A = 10$ mm, $h_B = 55$ mm, $R_A = 15$ mm, $R_B = 40$ mm).



(b) Manipulabilité du manipulateur dans sa position d'origine en fonction de deux paramètres géométriques R_A et R_B ($h_A = 10$ mm, $h_B = 55$ mm, $\phi_1 = 20^\circ$, $\phi_2 = 32^\circ$).

FIGURE 3.4 – Variations de la manipulabilité en fonction de paramètres géométriques choisis.

efforts transmis à l'effecteur r peut être écrite sous la forme matricielle [Merlet, 2006] suivante :

$$\mathbf{r} = \mathbf{J}^{-1}\mathbf{f} \quad (3.2)$$

La matrice jacobienne cinématique inverse, de dimension (7×8), est dépendante de la

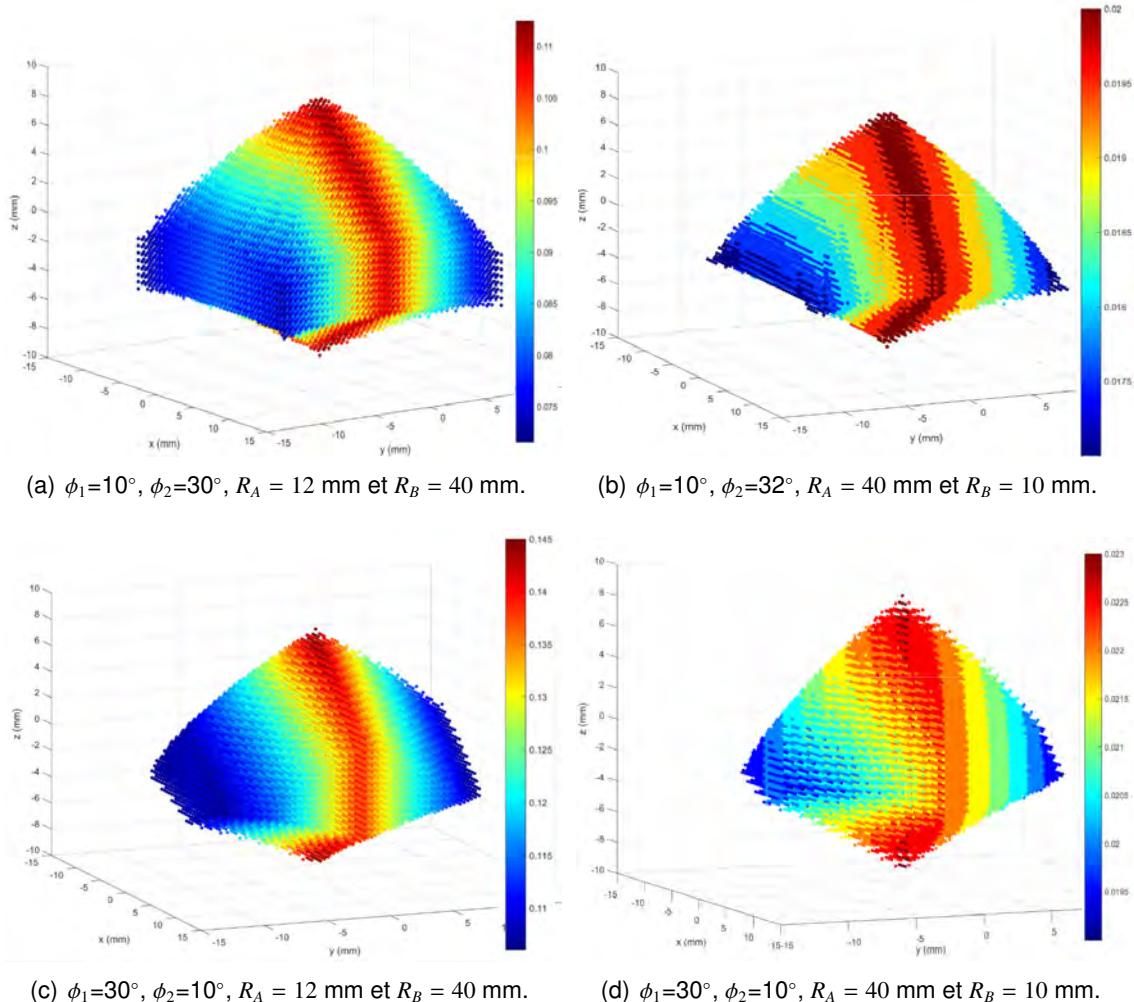


FIGURE 3.5 – Distribution des couples maximaux (N.m) théoriques entre les deux parties de la plateforme dans une portion de l'espace atteignable en fonction des paramètres géométriques (pour $h_A = 10$ mm et $h_B = 55$ mm).

position de l'effecteur. L'équation 3.2 a été utilisée pour estimer la distribution des couples maximaux dans une portion de l'espace de travail. En effet, nous avons discrétisé ce volume pour trouver le couple maximum de chaque point atteignable par le centre de la plateforme ${}^W P$. Chaque actionneur est supposé être capable de générer une force linéaire de 1 N.

Les résultats obtenus avec un choix de quatre paramètres géométriques différents sont illustrés dans la figure 3.5. Les résultats présentent une continuité de couple de serrage dans le sous-espace de travail. Cependant, les volumes obtenus ainsi que les valeurs maximales et minimales varient en fonction des paramètres géométriques choisis.

En choisissant les paramètres géométriques présentés sur la figure 3.5(b), le manipulateur assure un couple minimum de 0.075 N.m. Avec une valeur maximale de serrage de 0.11 N.m sur le volume analysé, la variation est de l'ordre de $\pm 16\%$ ce qui peut être considéré comme étant relativement homogène. Nous pouvons ainsi affirmer que le manipulateur est théoriquement capable de maintenir la saisie d'objets lors de ses manipulations dans l'espace analysé.

De plus, nous remarquons que les valeurs des couples ne varient pas selon l'axe z ce qui s'explique simplement par le fait que les orientations des jambes et de la plateforme restent inchangées lors du déplacement des actionneurs ensemble selon cet axe. De même, le manipulateur est capable de garder son couple de serrage maximum en translation selon l'axe x . En effet, grâce à la symétrie des jambes lors d'un tel déplacement, les directions des forces transmises vers la plateforme restent inchangées.

3.2.4/ DIMENSIONS GÉOMÉTRIQUES DU DÉMONSTRATEUR

Nous avons observé l'influence des paramètres géométriques sur les performances du manipulateur. En se référant à ces analyses, les dimensions que nous avons choisies sont présentées dans le tableau 3.1. Ces paramètres ont été choisis pour assurer un couple de serrage minimum de 75mN.m dans son espace de travail tout en respectant les contraintes mécaniques de fabrication.

TABLE 3.1 – Dimensions géométriques du démonstrateur.

Paramètre	Définition	Valeur
ϕ_1	angle entre l'axe x_w et la droite ($O_w, {}^wA_1$)	18°
ϕ_2	angle entre l'axe x_w et la droite ($O_w, {}^wB_1$)	38°
R_A	rayon du cercle passant par tous les points wA_i	14.5 mm
R_B	rayon du cercle passant par tous les points wB_i	41.5 mm
h_A	hauteur des points wA_i par rapport à l'axe pivot de la plateforme	13 mm
h_B	hauteur des points wB_i par rapport à l'axe pivot de la plateforme	55 mm

Cette géométrie conduit à un volume de travail théorique maximal pour chaque extrémité de la pince de 157 cm³ (le volume total est de 314 cm³) et une valeur de manipulabilité dans sa position de référence de 520. Si nous considérons les limites angulaires des articulations sphériques, le volume atteignable sera inférieur au volume estimé.

3.3/ CONCEPTION ET FABRICATION

Après avoir défini les différentes grandeurs géométriques du manipulateur et leur influence sur certaines de ses caractéristiques, il est important maintenant d'aborder l'aspect concret de fabrication. Cette section introduit une phase de conception pour résoudre des problèmes de fabrication et d'assemblage. Cette phase fait intervenir un grand nombre des paramètres tels que les dimensions, les formes et les matériaux des éléments constituant le manipulateur.

Sur le plan de la conception et de la fabrication, les jambes de notre prototype sont identiques et disposées avec une symétrie axiale selon l'axe z_w . Ses composants se retrouvent donc en plusieurs exemplaires identiques. C'est notamment le cas pour les

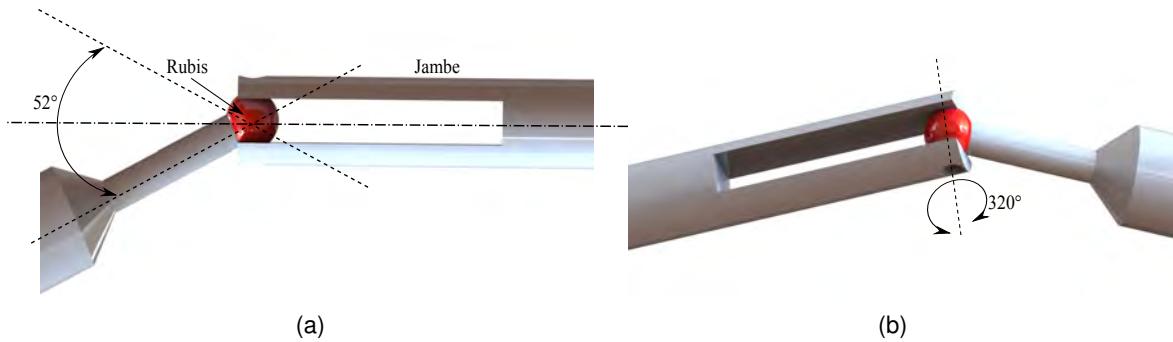


FIGURE 3.6 – Modèle CAO d'une articulation sphérique en rubis.

huit jambes articulées, les huit actionneurs linéaires, les seize liaisons sphériques ainsi que les deux parties de la plateforme.

3.3.1/ CHOIX DE L'ARTICULATION SPHÉRIQUE

Pour la conception de notre prototype, nous choisissons de reprendre quelques solutions techniques telles que la technologie *ball on socket joint* que nous pouvons retrouver dans le robot Pocket-Delta de la société Asyri, présenté dans le chapitre 1. Une des particularités de ses articulations sphériques est la sphère en rubis introduite dans une rainure en acier et tenue entre deux alésages coaxiaux (figure 3.6). Cette solution permet d'avoir de larges plages de rotation dans le plan de la rainure et selon l'axe central de la porte-sphère. Cependant, de faibles angles de rotation dans le plan perpendiculaire passant par l'axe de la jambe sont observés.

Le choix de la jambe en acier articulée sur un rubis sphérique a pour but de réduire le frottement dans l'articulation. En effet, le coefficient de frottement du couple rubis-acier est de 0.25 alors que celui du couple acier-acier est compris entre 0.5 et 0.8 [Dobrovinskaya et al., 2009].

Les coupelles attachées à la jambe, qui tiennent les rubis (figure 3.6), sont constituées de deux éléments. Ces éléments assurent le maintien de la sphère dans le centre de rotation à travers une force de précontrainte. Lors du mouvement du manipulateur, ses articulations subissent des efforts internes dus à la redondance d'actionnement.

En effet, l'architecture du robot est hyperstatique. Cela signifie qu'un défaut de fabrication induit à des problèmes d'assemblage. Les défauts peuvent être compensés par l'introduction d'une liaison passive. Une solution plus appropriée serait de mesurer les efforts au niveau des actionneurs et de réaliser une commande hybride force-position. Cependant, un tel travail dépasse le cadre de la thèse dont l'objectif et la réalisation d'un micro-robot. Une solution alternative serait donc de réaliser un étalonnage le plus précis possible afin d'atténuer au maximum les erreurs de modèle. L'élasticité naturelle du mécanisme permettrait ensuite d'absorber les erreurs résiduelles.

Le démonstrateur est commandé par huit actionneurs linéaires dont chacun est capable de délivrer une force en déplacement de 1 N. Lors de la phase de conception des articulations, nous avons prévu un diamètre de 2 mm pour les rubis sphériques. Le dimensionnement des coupelles passe par deux étapes. Premièrement, nous devons nous assurer que la force de précontrainte est capable de tenir les sphères dans le centre de rotation lors de la manipulation. Deuxièmement, lors du montage ou du démontage de

l'articulation, les déplacements ne doivent pas engendrer de déformations plastiques du matériau.

Pour satisfaire ces conditions, des essais de simulation par éléments finis (SEF) ont été réalisés pour plusieurs dimensions et géométries des articulations. Pour la conception retenue, la largeur des rainures est de 1.5 mm, un déplacement de 0.25 mm de chaque coupelle permet donc le démontage de la liaison sphérique. En effet, nous avons appliqué un déplacement sur chaque alésage de 0.25 mm et nous avons observé la force de réaction et les contraintes de Von-Mises. Les tiges sont en aluminium (71 GPa pour le module de Young et 0.33 pour le coefficient de Poisson), les rainures font 12 mm de longueur et le diamètre des alésages est de 1 mm. Les résultats obtenus (figure 3.7(a)) montrent qu'une force minimale de 5.69 N est nécessaire pour faire sortir le rubis de son encoche ce qui permet d'encaisser le 1 N de force de chaque actionneur. La figure 3.7(b) présente les contraintes de von-Mises pour un déplacement en entrée de 0.25 mm. Avec une valeur maximale de 99.26 MPa, le matériau ne dépasse pas sa limite d'élasticité, qui est de 280 MPa.

3.3.2/ CONCEPTION DU DÉMONSTRATEUR

La conception du manipulateur est présentée sur la figure 3.8. La liaison pivot entre les deux parties de la plateforme est remplacée par deux liaisons sphériques disposées sur l'axe de rotation. Cette conception ne fait donc intervenir que des liaisons sphériques. Les actionneurs fixés sur la base fixe sont disposés verticalement selon l'axe z_w . Les doigts de la pince sont placés de façon symétrique par rapport au plan (O, x_w, z_w) et sur l'axe y_w . Les dimensions et les formes des différentes pièces sont choisies afin d'assurer la facilité de fabrication mécanique et de l'assemblage final du manipulateur.

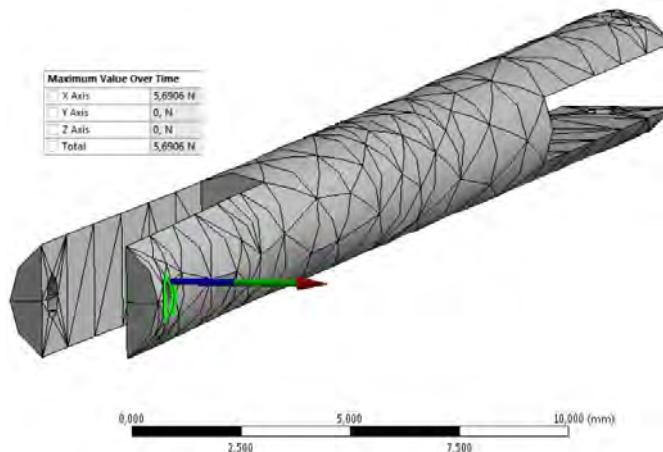
3.3.3/ CHOIX DES ACTIONNEURS

Pour contrôler notre manipulateur, huit actionneurs "stick-slip" du fabricant SmarAct ont été utilisés. Les actionneurs sont de référence SLC-1730 dont chacun génère une force en déplacement de 1 N et 3 N en blocage. Leur répétabilité est de $\pm 1\mu\text{m}$ selon l'axe de déplacement.

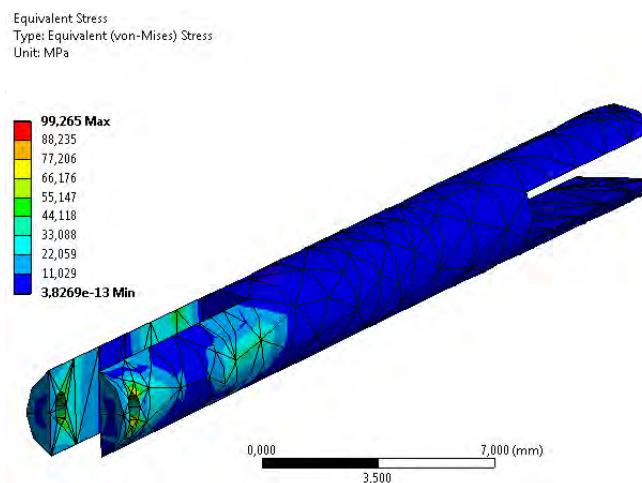
Les éléments de base d'un actionneur "stick-slip" sont : un système de charge, un système de guidage, une interface de contact mécanique, une ou plusieurs jambes déformables et une masse inertie mobile.

Le mode de fonctionnement de cet actionneur consiste en une lente déformation des jambes, suivie par un retour brusque. Lors du déplacement lent, la masse mobile suit le mouvement des jambes grâce aux frottements, alors que son inertie empêche le retour brusque des jambes. Ce mode permet d'obtenir de déplacements avec des résolutions nanométriques [Breguet, 1998].

Les jambes sont généralement la partie actionnée permettant de faire bouger le mécanisme. Elles peuvent être fixées soit à la base fixe ou à la masse inertie afin de générer un, deux ou trois DDL.



(a) Force de réaction en réponse à un déplacement de 0.25 mm au niveau d'un alésage.



(b) Contraintes de von Mises en réponse à un déplacement de 0.25 mm au niveau d'un alésage.

FIGURE 3.7 – Simulations par EF pour le dimensionnement de l'articulation sphérique.

3.3.4/ ASSEMBLAGE

Les différentes pièces du manipulateur sont en aluminium. Les rubis sphériques de 2mm de diamètres sont disponibles sur le marché. L'entrainement de chaque jambe est assuré directement par un actionneur linéaire de 18 mm de course à travers une pièce de fixation. Chacun de ces actionneurs est fixé perpendiculairement à une plaque support selon l'axe z.

Du fait que les dimensions des constituants du prototype soient finies et qu'ils aient des mouvements relatifs restreints, les déplacements et les orientations de l'effecteur sont limités à une portion de l'espace théorique. Comme discuté dans la sous-section 3.3.1 en rapport avec les limites angulaires des articulations sphériques, il est important de bien choisir les dispositions et les orientations des rainures pour profiter des plages maximales de rotation. Dans la configuration d'assemblage illustrée sur la figure 3.10, les rotations

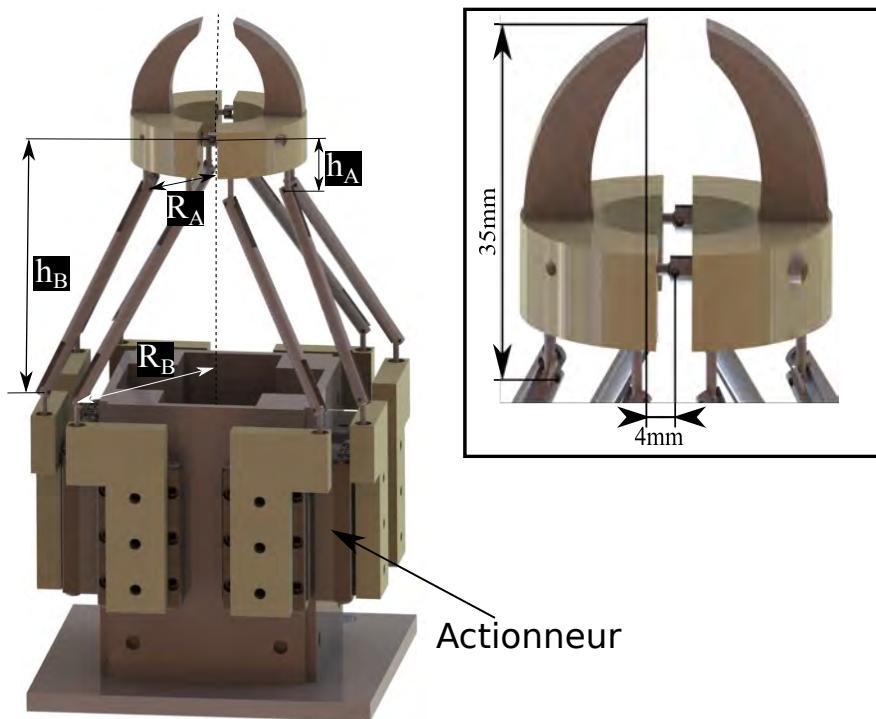


FIGURE 3.8 – Conception du manipulateur et présentation de ses différents paramètres géométriques.

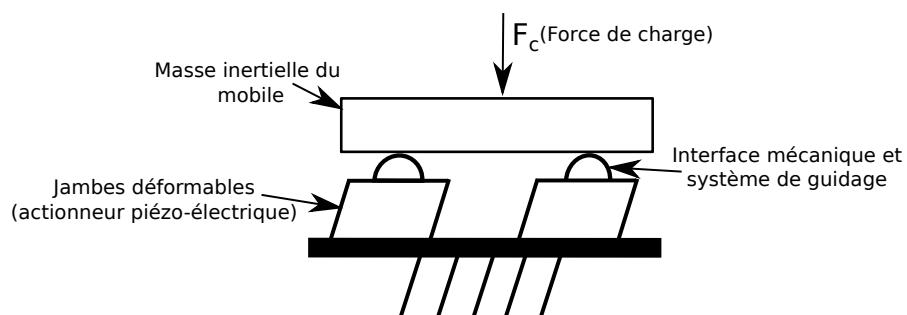


FIGURE 3.9 – Éléments constitutifs des actionneurs “stick-slip”.

articulaires permettent avantageusement de garantir des amplitudes admissibles à des déplacements de l'effecteur pour valider le concept.

La phase d'assemblage du robot dans sa position de départ est compliquée. Ceci est dû à des défauts géométriques de fabrication et à l'hyperstatisme de la structure. Une phase de pré-étalonnage est donc nécessaire pour la commande. Cette phase est détaillée dans l'annexe A.

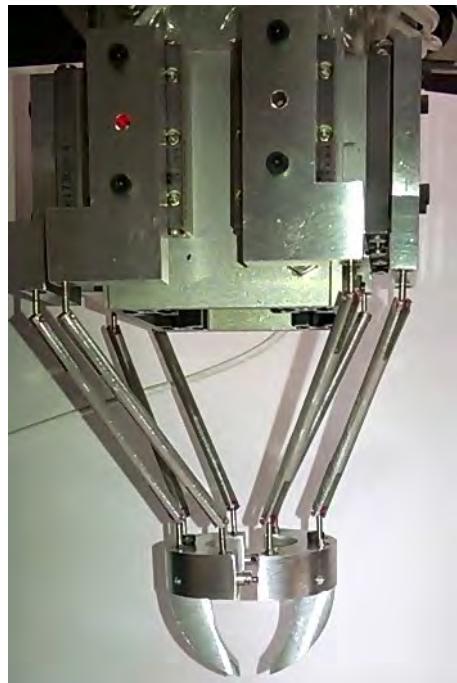


FIGURE 3.10 – Photographie du manipulateur à sept DDL assemblé.

3.4/ COMMANDE DU MANIPULATEUR

Le démonstrateur réalisé permet de saisir et manipuler les objets millimétriques dans les six DDL. Dans le but de valider le concept ainsi que le MGI développé, nous avons utilisé une manette de commande pour contrôler les différentes mobilités du robot. Notre objectif est de réaliser une opération de “saisie et insertion” d’un objet millimétrique. La figure 3.11 représente un schéma de commande du manipulateur.

Le MGI est utilisé pour calculer les coordonnées articulaires en fonction des variables cartésiennes introduites par la manette de commande. La séquence de manipulation est illustrée dans la figure 3.12. Pour cette expérience, un objet de 2 mm de diamètre et 10 mm de longueur est manipulé. Au départ, l’objet est déposé dans sa position initiale. Le manipulateur se positionne ensuite au-dessus de l’objet avec la pince ouverte, puis descend selon l’axe z et les doigts se ferment pour saisir l’objet. L’objet est ensuite manipulé dans les six DDL. Puis, l’objet est positionné au-dessus de la position finale. Finalement, l’objet est inséré dans la position désirée.

Grâce à la phase de pré-étalonnage, détaillée dans l’annexe A, les efforts internes de la structure ont été réduits et les trajectoires exécutées sont devenues plus stables. De plus, les différents déplacements sans relâchement de l’objet montrent que la phase pré-étalonnage est satisfaisante pour la commande du démonstrateur.

3.5/ CONCLUSION

Dans ce chapitre, les paramètres géométriques du manipulateur à sept DDL ont été définis. Pour ce faire, ces derniers ont été réduits à six pour constituer une architecture

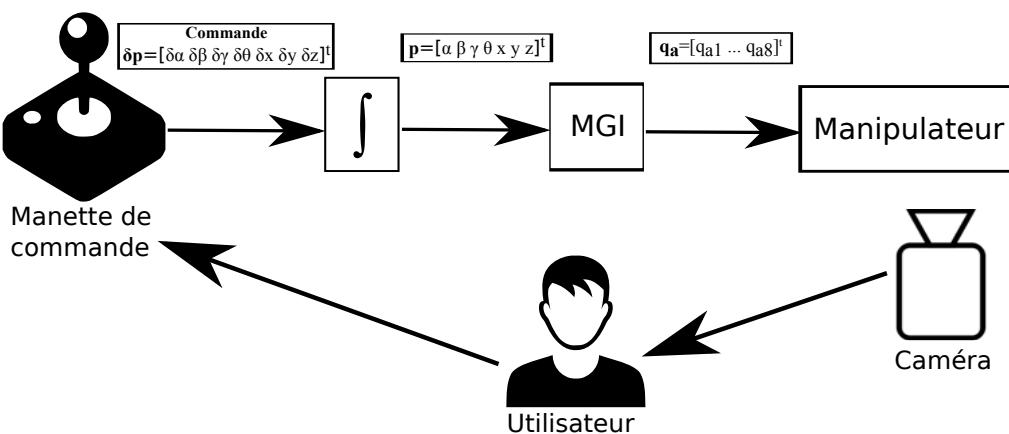


FIGURE 3.11 – Présentation schématique du dispositif expérimental.

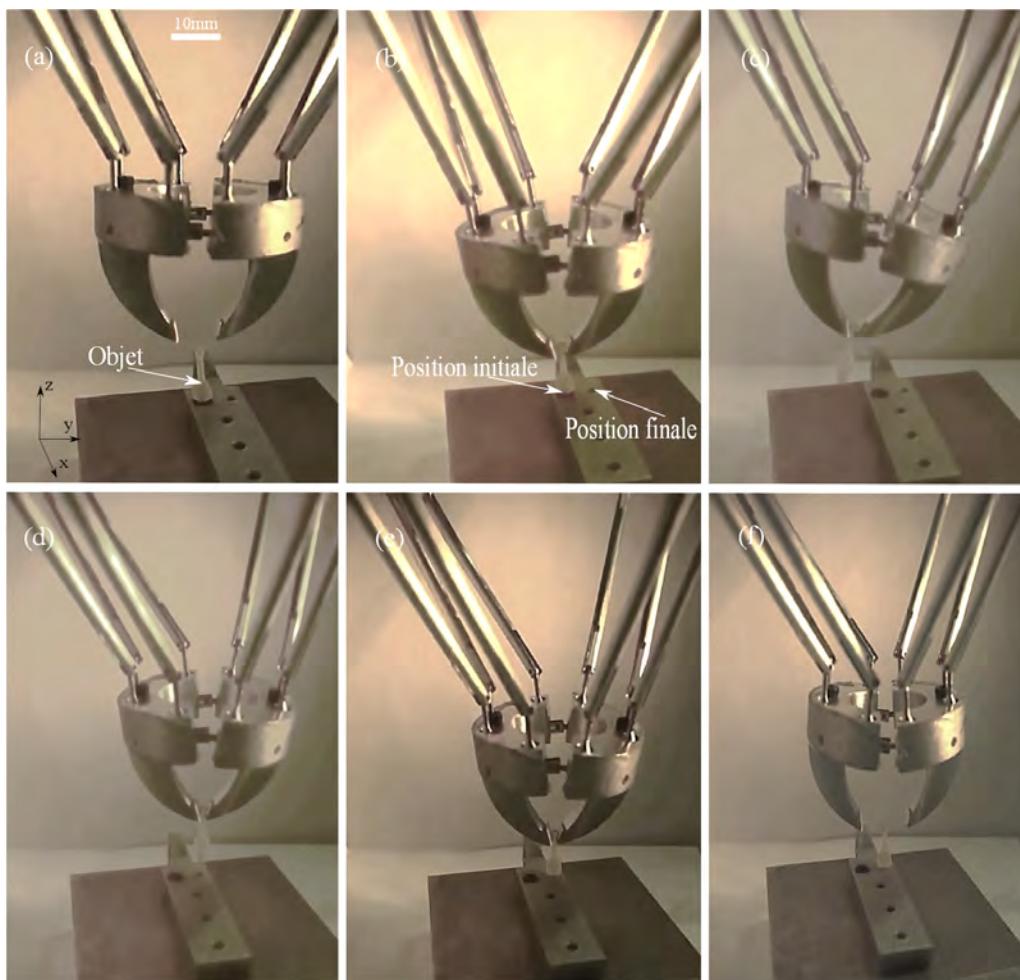


FIGURE 3.12 – Séquence d'images montrant l'opération de manipulation et d'insertion d'un objet millimétrique.

parallèle symétrique. Une estimation théorique de l'espace de travail a ensuite été obtenue par une approche numérique. S'agissant d'un robot à plateforme configurable, cet espace est défini par deux volumes atteignables pour chaque extrémité de la pince. L'ef-

fet de la variation des paramètres géométriques du manipulateur sur l'espace atteignable ainsi que sur la manipulabilité a été analysé.

Par ailleurs, la distribution du couple de saisie a été présentée dans une portion de l'espace atteignable pour analyser la capacité du manipulateur à garder ses performances homogènes. Cette analyse a été réalisée avec des différents paramètres géométriques.

Nous avons mis en évidence quelques solutions constructives pour la fabrication d'un démonstrateur de la structure à sept DDL. Dans le but de valider expérimentalement la structure proposée ainsi que le MGI développé, des essais de manipulation ont été réalisés en utilisant une manette de contrôle.

Maintenant que la structure est validée, il est temps de la convertir en véritable micro-manipulateur pouvant être microfabriqué. Ceci nécessite au préalable une phase de développement d'une procédure de microfabrication adéquate à un manipulateur hors-plan assurant de larges plages de déplacement.

4

MINIATURISATION DU MANIPULATEUR À 7 DDL

Sommaire

4.1	Introduction	80
4.2	Choix des articulations élastiques	81
4.3	Procédure de microfabrication	82
4.3.1	La microfabrication en salle blanche	82
4.3.2	Procédés de microfabrication existants	83
4.3.3	Nouvelle procédure de microfabrication	85
4.4	Conception et caractérisation...	87
4.4.1	Dimensionnement de l'articulation	88
4.4.2	Conception des interfaces PDMS/SILICIUM	89
4.4.3	Caractérisations mécaniques et résultats	90
4.5	Fabrication du manipulateur...	93
4.6	Commande du manipulateur miniature à 7 DDL	95
4.7	Conclusion	96

La réalisation des microsystèmes et microrobots fait appel à des procédés de fabrication non conventionnels en robotique. Les liaisons classiques (pivots, rotules, etc.) ne pouvant être miniaturisées à ces échelles, les structures à articulations élastiques sont plus adaptées. Cela permet, en plus, d'éliminer les jeux dans les articulations et d'éviter les phases d'assemblage. Ce choix d'articulation nécessite une étude de la méthode de fabrication et du dimensionnement géométrique de ces structures afin d'obtenir le comportement souhaité. Ce chapitre introduit un nouveau procédé de fabrication en salle blanche permettant d'intégrer des élastomères dans des structures en silicium. Le procédé est utilisé pour fabriquer le premier manipulateur miniature intégré à sept DDL et à articulations élastiques.

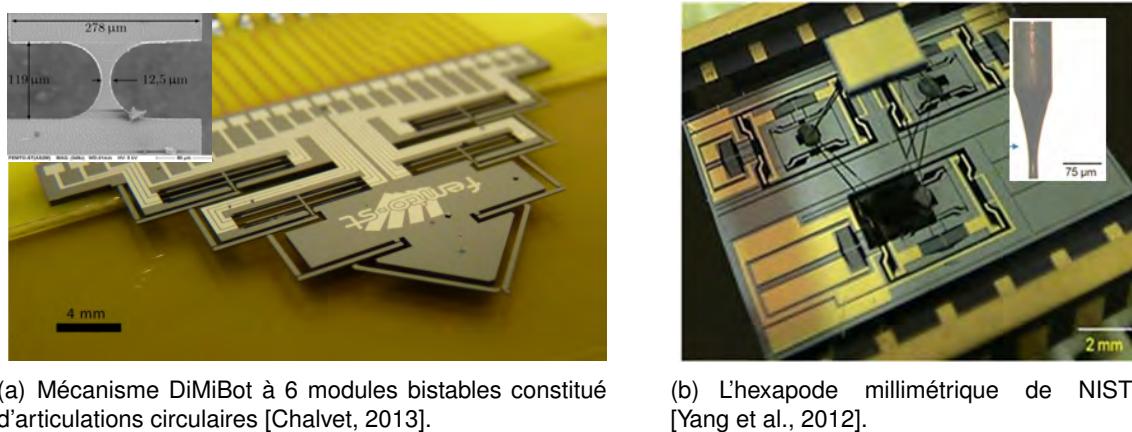
4.1/ INTRODUCTION

Les chapitres 2 et 3 étaient consacrés à l'étude, la conception et la fabrication d'un nouveau manipulateur à sept DDL à travers une étude théorique employant la théorie des torseurs et une validation expérimentale utilisant une preuve-de-concept centimétrique. Cette première étude a permis d'étudier quelques performances du manipulateur et de définir un arrangement des jambes permettant d'avoir un meilleur comportement statique.

Notre objectif dans ce chapitre est de miniaturiser cette structure robotique à sept DDL. Cependant, le passage d'un robot à un microrobot ne s'effectue pas par simple réduction homothétique d'échelle. La miniaturisation implique de repenser en profondeur la conception du manipulateur. De surcroît, les limites des procédés de microfabrication engendrent des difficultés liées à la miniaturisation des systèmes robotiques [Gauthier et al., 2007]. En effet, les procédés de fabrication à l'échelle micrométrique permettent que la réalisation de structures planes. La troisième dimension est souvent obtenue par pliage et par assemblage.

L'étude que nous décrivons à présent consiste à concevoir et fabriquer un manipulateur miniature à sept DDL pour la micromanipulation. L'utilisation d'articulations mécaniques au sein de cette structure robotique est écartée pour deux raisons. La première est qu'il est extrêmement difficile de réaliser des liaisons mécaniques (pivot, rotules, etc.) aux échelles micrométriques. La seconde est que, même si c'était possible de les miniaturiser, de telles liaisons présenteraient toujours des défauts (jeux, frottements, etc.) qui pénaliserait fortement les performances du micro-robot. En effet, les articulations mécaniques sont fortement perturbatrices et sources d'erreurs à l'échelle miniature. Il convient donc d'utiliser des structures à articulations élastiques pour notre mécanisme.

Ce chapitre est consacré au développement d'un manipulateur miniature, depuis sa conception jusqu'à sa réalisation. Dans la première partie, le processus de conception est présenté afin de choisir la méthode de fabrication la mieux adaptée. Dans la deuxième partie, la procédure de microfabrication permettant d'introduire des élastomères dans une structure en silicium est détaillée. La troisième partie présente la méthode de fabrication et une caractérisation mécanique des articulations élastiques en polydiméthylsiloxane (PDMS). Enfin, le manipulateur miniature est fabriqué en utilisant ce processus de microfabrication puis commandé en position.



(a) Mécanisme DiMiBot à 6 modules bistables constitué d'articulations circulaires [Chalvet, 2013].

(b) L'hexapode millimétrique de NIST [Yang et al., 2012].

FIGURE 4.1 – Exemples de mécanismes de micromanipulation utilisant des structures élastiques constituées d'articulations obtenues par amincissements locaux.

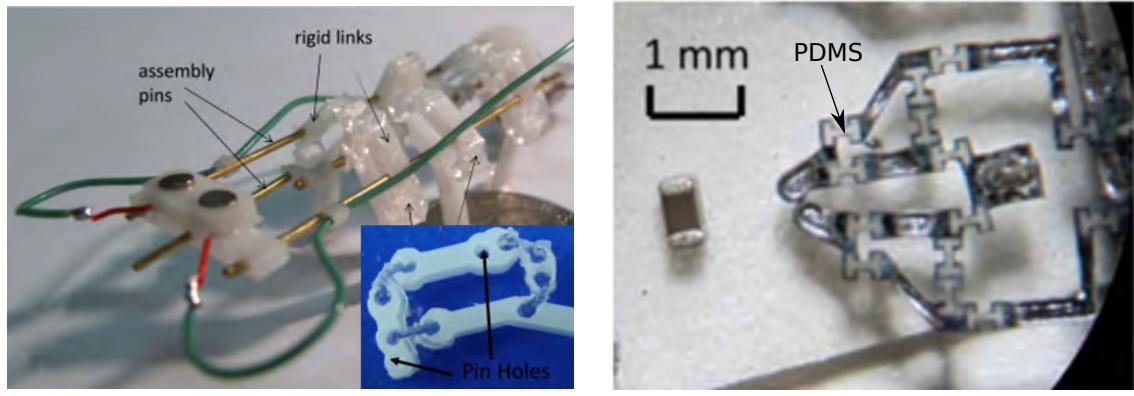
4.2/ CHOIX DES ARTICULATIONS ÉLASTIQUES

À la différence des articulations mécaniques conventionnelles où la mobilité entre deux corps rigides est supposée parfaite sans précontrainte, les articulations élastiques utilisées dans les mécanismes flexibles exploitent l'élasticité mécanique du matériau constituant la structure. L'utilisation de telles articulations fournit la possibilité aux structures élastiques de se déformer de façon proche aux mécanismes avec des articulations traditionnelles. Un grand nombre de microsystèmes et particulièrement de microrobots intègrent ce genre d'articulations élastiques, comme présenté dans le tableau 1.1 du chapitre 1.

Les articulations élastiques sont des composants élémentaires à partir desquels il est possible de proposer des structures complexes à plusieurs DDL. Elles sont essentiellement fabriquées de deux manières :

- amincissements locaux dans les zones des articulations. Cette méthode permet la réalisation des mécanismes monolithiques qui ne requiert aucune phase d'assemblage. Ces articulations concentrent les déformations en une zone localisée, produisant des contraintes importantes. Elles sont cependant très employées, car leur comportement (rotation par rapport au centre de l'amincissement) est localisé et donc tout à fait comparable à celui des liaisons pivots ou sphériques utilisées pour les structures assemblées. Ce type d'articulations a fait l'objet de nombreuses études dans le domaine des micromécanismes [Chalvet, 2013] [Yang et al., 2012] (voir figure 4.1). Cette solution apporte une facilité de fabrication et de grandes répétabilités en déflections pour des tâches de positionnement avec précision. Cependant, leurs plages de déformation sont limitées à quelques degrés à cause de la limite d'élasticité des matériaux utilisés ;
- intégration d'élastomères dans les zones d'articulations. Ces articulations sont obtenues par assemblage ou par moulage. Le principal avantage de cette solution est l'obtention de larges plages de déformations en comparaison avec les liaisons obtenues par amincissements locaux.

Nous proposons d'utiliser des matériaux élastiques pour remplacer les articulations sphériques utilisées dans le mécanisme à sept DDL. Plusieurs matériaux peuvent être em-



(a) Robot miniature mobile à pattes intégrant des articulations élastiques en PDMS [Vogtmann et al., 2011].

(b) Micropince à actionnement magnétique intégrant des articulations en PDMS [Vogtmann et al., 2014].

FIGURE 4.2 – Exemples de mécanismes à articulations élastiques en PDMS.

ployés pour assurer la flexibilité de l'articulation tels que les caoutchoucs ou les silicones [Boukamel, 2006]. Le PDMS¹ a particulièrement attiré notre attention par le fait qu'il soit diélectrique, souple, hautement déformable et que son utilisation soit facile et à faible coût [Dinh, 2015]. Il est largement utilisé dans le développement des dispositifs pour des applications biomédicales. De plus, il est chimiquement inerte, ce qui est pertinent pour la réalisation de dispositifs destinés à être en contact avec les humains. En plus, il présente une robustesse face aux sollicitations mécaniques et à la fatigue [Mata et al., 2005].

La figure 4.2 présente deux exemples de mécanismes intégrants du PDMS comme articulations élastiques.

4.3/ PROCÉDURE DE MICROFABRICATION

4.3.1/ LA MICROFABRICATION EN SALLE BLANCHE

Les techniques de fabrication en salle blanche permettent la réalisation d'éléments miniatures (tailles milli/micrométriques) en utilisant des procédés de gravure (ablation chimique) et de dépôt de matière réalisés sur des substrats².

La salle blanche est un milieu contrôlé en température, humidité et en taux de particules volatiles afin d'assurer une parfaite maîtrise des procédés de microfabrication, un excellent niveau de propreté et la meilleure précision possible de fabrication des micro-éléments. Les procédés de fabrication en salle blanche sont donc utilisés pour la réalisation de notre manipulateur miniature. L'objectif est d'intégrer des élastomères dans des structures rigides. Un procédé se déroule généralement en plusieurs étapes utilisant des

1. Le PolyDiMethylSiloxane (PDMS) est un élastomère à base de silicium, homogène et isotrope. Il réunit des propriétés mécaniques intéressantes (fortement déformable et hyperélastique) qui lui permettent de subir des déformations largement supérieures à 100% [Johnston et al., 2014].

2. Substrat ou *wafer* est une plaque circulaire, d'épaisseur constante, utilisée comme élément de départ pour la fabrication des mécanismes en salle blanche. Il peut être constitué de silicium, verre, quartz, etc. Les substrats existent généralement sous dimensions standards.

masques³.

En particulier, trois procédés sont généralement utilisés pour la fabrication d'un microélement :

- **la photolithographie** : cette étape crée des zones protégées par une résine photosensible. Plusieurs étapes sont nécessaires. D'abord, une couche mince de résine est déposée sur la surface du substrat soit par :
 - enduction centrifuge (*spin-coating*), où un plateau tournant à haute vitesse constante est utilisé afin d'étaler une quantité de résine déposée sur le substrat. Cette technique est généralement utilisée sur des surfaces lisses sans motifs gravés ;
 - revêtement par pulvérisation (*spray-coating*) est utilisé pour enduction de surfaces de forte topologie. Pour une résine dite positive, un flux de résine est mélangé à un flux d'azote pour obtenir à la sortie de la buse des microgouttes composées d'un mélange résine et solvant. Le mélange est ensuite pulvérisé sur la face du substrat.
- La résine est ensuite exposée à un rayonnement ultra-violet à travers un masque comportant des motifs. Les zones exposées sont retirées lors du développement. Les zones masquées par la résine restante seront alors protégées pour la suite de la procédure de fabrication.
- **le dépôt** : cette phase peut se faire par dépôt pleine plaque puis gravure ou par *lift-off*.
 - Le *lift-off* nécessite d'effectuer une photolithographie sur le substrat et ensuite un dépôt de matière. La matière déposée sur la résine sera retirée lors du nettoyage avec de l'acétone ;
 - Le dépôt pleine plaque, comme son nom l'indique, consiste dans un premier temps à déposer une couche de métal sur une face du substrat et ensuite de réaliser une photolithographie sur cette couche de métal. Une gravure humide permet alors d'enlever le métal non protégé. Enfin, un nettoyage à l'acétone permet d'enlever la résine qui protégeait les zones de métal à conserver.
- **la gravure** : cette étape est essentielle pour produire les formes des éléments. Elle consiste essentiellement en une ablation chimique de la matière. Il existe deux types de gravure : en milieu humide et par gravure sèche.
 - La gravure humide se fait le plus souvent dans un bain d'une solution corrosive adaptée au métal à graver ;
 - La gravure sèche se déroule dans une machine sous vide. Dans ce cas, le substrat est exposé à un plasma énergétique assurant sa gravure par bombardement d'ions. Il existe aussi la technique de gravure DRIE (Deep Reactive Ion Etching) qui permet de réaliser des gravures profondes (bombardement d'ions et réaction chimique). Elle fait intervenir une étape de passivation pour protéger les flancs et ainsi de focaliser la direction de gravure sur les fonds des motifs.

4.3.2/ PROCÉDÉS DE MICROFABRICATION EXISTANTS

Les procédés de microfabrication proposés dans la littérature permettant d'intégrer des élastomères dans des structures rigides nécessitent plus de deux gravures DRIE pour obtenir les dispositifs finaux [Vogtmann et al., 2014] [Gerratt et al., 2013].

3. plaque opaque avec des formes transparentes permettant de protéger certaines zones du substrat lors de la phase d'insolation.

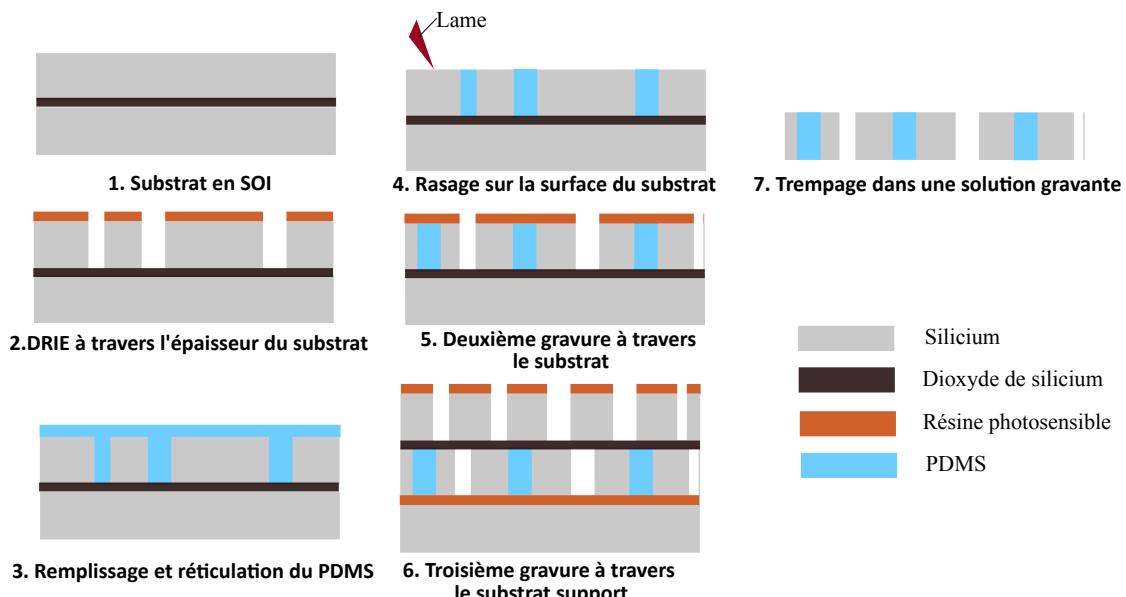


FIGURE 4.3 – Procédure de fabrication pour l'intégration du PDMS dans une structure en silicium présenté dans [Gerratt et al., 2010].

La figure 4.3 résume les grandes étapes utilisées pour la fabrication des mécanismes intégrants des éléments en PDMS dans du silicium proposé par [Gerratt et al., 2010]. La procédure utilise un “wafer SOI” (*Silicon On Insulator* : silicium sur isolant)⁴. Tout d'abord, une gravure DRIE est réalisée sur l'épaisseur de la couche supérieure en silicium (2). Ensuite, l'élastomère (PDMS) est déposé sur la face supérieure du substrat et durci à 90°C pendant deux heures (3). Après la phase de réticulation, l'excès de PDMS est enlevé par une lame. Cependant, la surface doit être propre pour la deuxième gravure, les résidus sont donc éliminés avec un rinçage d'une minute à l'aide d'un mélange de 3:1 de n-methylpyrrolidone (NMP) et tetrabutylammoniumfluoride (TBAF) (4). L'étape numéro (5) consiste à graver les formes de la structure avec une deuxième DRIE sur la couche *device* du substrat. Afin de libérer les structures gravées, le substrat est ensuite retourné et collé sur un autre substrat “support” pour réaliser une troisième DRIE sur la couche *handle* du substrat (6). Enfin, les structures sont libérées en trempant le substrat dans de l'acétone puis dans une solution attaquant l'oxyde de silicium (7).

Pour chaque étape de gravure, une partie du substrat est protégée par une couche de résine photosensible et donc un masque correspondant est nécessaire. De plus, la phase de rinçage (4) est délicate du fait que ce soit une étape manuelle mettant en œuvre des produits toxiques.

4. Ce substrat particulier est composé d'un substrat en silicium appelé *handle*, d'une couche d'isolant en SiO₂ typiquement de 0.5 à 1 µm d'épaisseur et d'une seconde couche en silicium appelée *device*. Les épaisseurs des couches de silicium peuvent être réalisées à la demande auprès des fournisseurs spécialisés.

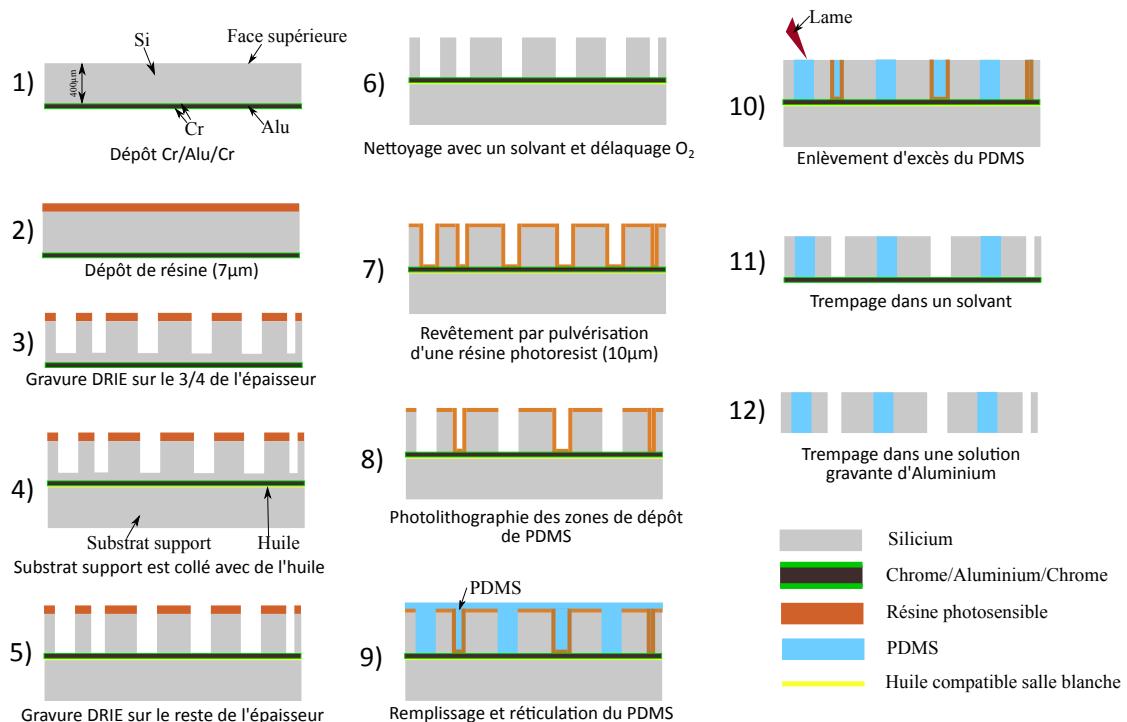


FIGURE 4.4 – Nouvelle procédure de fabrication pour l'intégration de PDMS dans une structure en silicium (vue de côté).

4.3.3/ NOUVELLE PROCÉDURE DE MICROFABRICATION

L'objectif de cette partie est de proposer une nouvelle procédure de fabrication permettant de simplifier les procédés existants et ainsi de réduire le coût de réalisation. L'idée est de réaliser une seule gravure au lieu de trois comme présenté dans la littérature. Les motifs de dépôt d'élastomère et les structures sont donc gravés dans la même étape. De plus, cette nouvelle procédure permettra l'utilisation d'élastomères non autorisés en salle blanche. Les figures 4.4 et 4.5 détaillent les étapes de fabrication. Les mécanismes sont réalisés à partir d'un substrat standard en silicium de 4 pouces de diamètre et $400 \pm 10 \mu\text{m}$ d'épaisseur, poli sur ses deux faces.

La procédure commence par un dépôt d'une fine couche de chrome de quelques nanomètres, ensuite une couche de $1 \mu\text{m}$ d'aluminium et enfin une autre fine couche de chrome sur la face arrière du substrat (1). Le chrome est utilisé comme couche protectrice de la couche d'aluminium face au développeur (utilisé dans les étapes 2 et 8). La couche d'aluminium sert de couche d'arrêt pour la gravure DRIE et de support pour maintenir les pièces gravées dans leurs emplacements.

Ensuite, une couche de $7 \mu\text{m}$ de résine photosensible est déposée sur la face supérieure par *spin-coating* (2) puis exposée à un rayonnement lumineux UV à travers un masque. Les motifs à graver qui représentent les zones d'articulations et les structures des mécanismes ont été conçus sur le logiciel LayoutEditor™ et représentés dans l'annexe B.

L'étape (3) consiste à graver le substrat sur les $3/4$ de son épaisseur par DRIE. Ce dernier est ensuite collé sur un substrat support utilisant de l'huile compatible avec la machine DRIE (4). La gravure est achevée sur le reste de l'épaisseur du substrat (5). Les étapes

(3) à (5) font partie de la même étape de gravure. Nous avons choisi de décomposer cette phase de gravure pour assurer une meilleure conduction thermique entre le substrat et le système de refroidissement dans la chambre à vide. Le substrat est ensuite déposé dans un bain d'acétone pour enlever la résine photosensible. Les résidus sont retirés par un délaquage oxygène (6).

Un revêtement par pulvérisation est ensuite réalisé (7) : une couche uniforme de 10 µm de résine photosensible est déposée sur la face supérieure du substrat, sur les fonds et les bords des zones gravées. Une photolithographie s'en suit pour enlever la résine des zones de remplissage de PDMS (zones d'articulations) (8). À ce stade, le substrat peut être sorti de la salle blanche. En effet, le PDMS est un élastomère très persistant et très difficile à nettoyer avant sa polymérisation. Pour cette raison, il est généralement interdit en salle blanche. La suite du procédé est alors réalisée en extérieur dans une salle prévue pour le travail avec du PDMS.

Le PDMS est préparé comme suit : un mélange du produit *Sylgrad 184* et son durcisseur avec un ratio de 10 :1. Ensuite, le mélange est dégazé dans une chambre à vide puis déposé sur la face supérieure du substrat. L'ensemble est remis dans la chambre à vide pour enlever les bulles d'air capturées dans zones gravées afin d'assurer que le PDMS pénètre dans les zones des articulations. Le PDMS est ensuite cuit à une température de 90°C pendant deux heures (9).

Après la phase de réticulation, l'excès de PDMS est retiré à l'aide d'une lame en raclant la surface du substrat. Cette étape (10) enlève la majorité des excès de PDMS. Les résidus s'enlèvent automatiquement dans le bain d'acétone de l'étape (11).

L'ensemble, substrat et support, peut à ce stade être nettoyé dans un bain de solvant. Ceci permet de séparer le substrat de son support et d'éliminer la résine photosensible ainsi que le PDMS en dehors des zones d'articulations. Enfin, le substrat est déposé dans une solution attaquant l'aluminium pour libérer les structures.

REMARQUES SUR LA PROCÉDURE

Dans l'étape (9), l'élastomère est déposé sur la surface supérieure du substrat, il s'étale donc dans toutes les zones gravées. Pour limiter l'élastomère aux zones d'articulations, des formes de confinement triangulaires sont utilisées (illustrées dans l'étape (6) de la figure 4.5 et dans la figure 4.6). En effet, l'espace de 10 µm entre la pointe de la forme triangulaire et le flanc d'en-face est rempli par la résine de l'étape (7). Le bain d'acétone dans l'étape (11) élimine la résine et ainsi le PDMS autour des structures. Cependant, dans certaines zones, le PDMS reste accroché autour de la pièce. Ce problème est dû à la surface non uniforme de la résine (étape (7)).

L'utilisation d'un revêtement par pulvérisation a pour but d'obtenir une couche uniforme de résine photosensible sur les surfaces, les fonds et les bords des zones gravées. Néanmoins, en pulvérisant la résine sur des surfaces avec de larges topographies, la résine a tendance à couler. Il en résulte des accumulations dans les zones de fond et une réduction d'épaisseur dans les coins des cavités [Pham et al., 2001]. L'uniformité de l'épaisseur est toutefois suffisante pour notre procédure. Les formes de confinement sont à optimiser pour de meilleurs résultats.

Durant cette procédure, nous avons rencontré une étape délicate (étape (6)). La surface

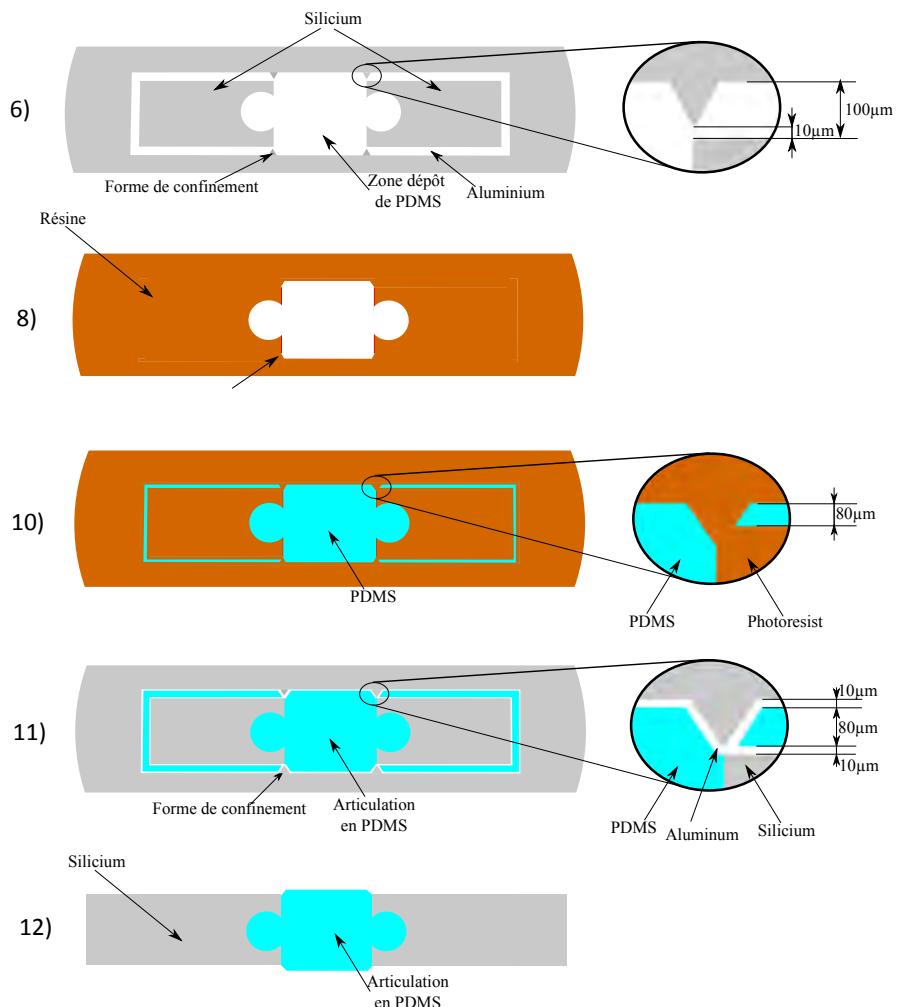


FIGURE 4.5 – Nouvelle procédure de fabrication pour l'intégration du PDMS dans une structure en silicium (vue de dessus).

supérieure doit être nettoyée pour la phase de pulvérisation. Pendant l'étape de nettoyage, l'acétone attaque l'huile utilisée pour coller le substrat au substrat support. Cette étape doit donc être réalisée avec précaution. Néanmoins, le substrat support peut être recollé en cas de besoin s'il s'enlève.

4.4/ CONCEPTION ET CARACTÉRISATION DES ARTICULATIONS ÉLASTIQUES EN PDMS

L'utilisation de cette procédure pour la fabrication des mécanismes avec des articulations élastiques nécessite une phase de conception dédiée essentiellement à un fonctionnement optimisé.

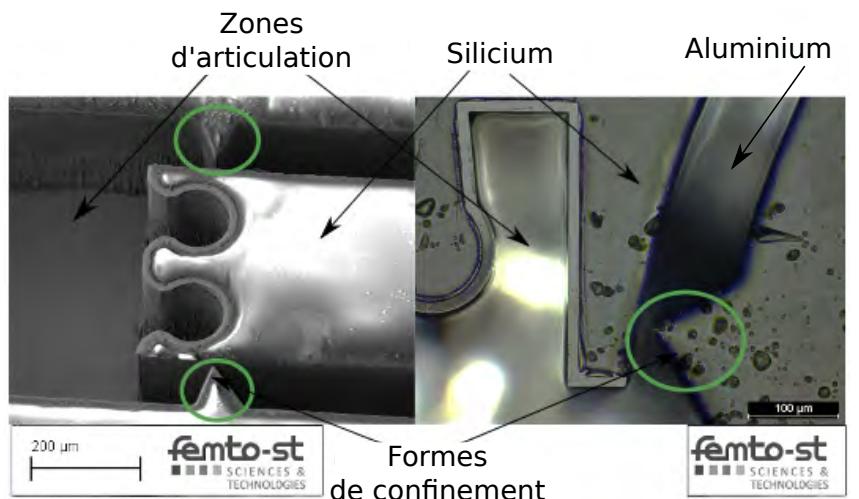
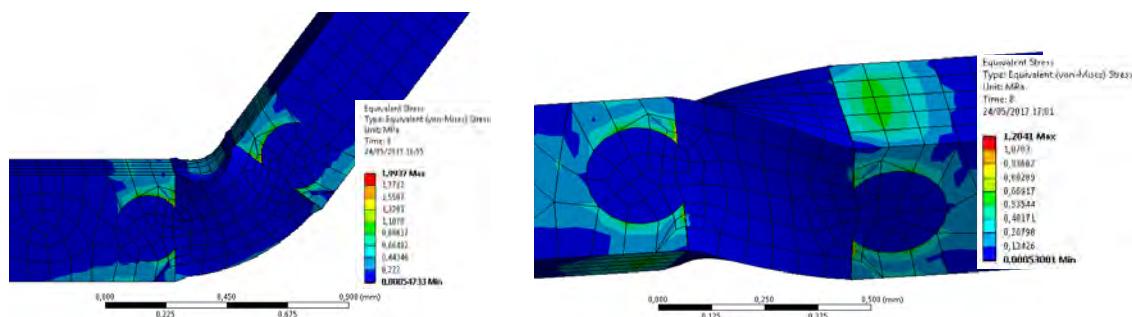


FIGURE 4.6 – Images MEB montrant les formes de confinement avant le dépôt de PDMS.



(a) Distribution des contraintes dans le PDMS et le silicium en réponse à une flexion de 60°. (b) Distribution des contraintes dans le PDMS et le silicium en réponse à une torsion de 50°.

FIGURE 4.7 – Résultats des SEF d'un cube en PDMS de 400 µm de côté attaché entre deux parties en silicium.

4.4.1/ DIMENSIONNEMENT DE L'ARTICULATION

Le dimensionnement des articulations élastiques élémentaires est une étape importante de la conception. Le volume atteignable d'un mécanisme dépend, entre autres, des caractéristiques géométriques et mécaniques de ces articulations. Le but de cette partie est de proposer une conception du mécanisme à sept DDL assurant le bon fonctionnement pour une première validation.

Le manipulateur à sept DDL est constitué de plusieurs éléments rigides attachés entre eux par 18 articulations sphériques. Les articulations élastiques remplaceront ces liaisons sphériques du mécanisme à échelle miniature. Puisque la procédure de fabrication permet de réaliser des éléments plans de forme rectangulaires, les caractéristiques dimensionnelles qui interviennent dans l'optimisation du dimensionnement d'une articulation élastique sont, la longueur, la largeur et la hauteur. La hauteur de l'articulation est égale à l'épaisseur du substrat utilisé pour la microfabrication. Nous avons choisi d'utiliser un substrat d'épaisseur 400 µm, couramment utilisé et disponible dans les consommables de la centrale de technologie exploitée (MIMENTO).

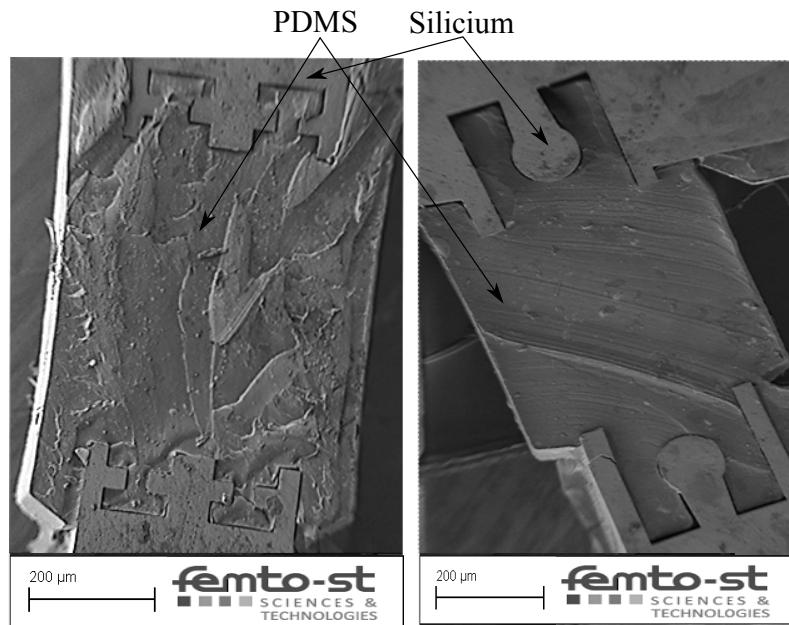


FIGURE 4.8 – Images MEB montrent deux formes d'accroche des articulations en PDMS au silicium.

Pour déterminer la longueur et la largeur de l'articulation, des simulations en éléments finis (SEF) ont été réalisées avec le logiciel ANSYS™ afin d'en caractériser le comportement. Les propriétés mécaniques du silicium et du PDMS sont définies respectivement par 160 GPa et 1.4 MPa pour le module de Young et 0.26 et 0.499 pour le coefficient de Poisson [Schneider et al., 2008] [Johnston et al., 2014]. Différentes dimensions pour les articulations sont utilisées, conduisant à des contraintes maximales de Von-Mises distinctes.

Les dimensions choisies pour cette articulation sont issues des essais de pliage et de torsion (voir figure 4.8). Afin d'assurer un comportement symétrique, nous avons choisi d'utiliser une forme cubique pour l'articulation en PDMS. Utilisant une forme cubique de 400 μm de côté, les contraintes maximales de Von-Mises sont largement inférieures aux limites d'élasticité du PDMS et du silicium. Les SEF montrent que cette forme assure de larges déformations, suffisantes pour les intégrer dans notre manipulateur.

4.4.2/ CONCEPTION DES INTERFACES PDMS/SILICIUM

Les articulations flexibles sont conçues pour pouvoir se comporter comme des liaisons sphériques. La procédure de fabrication décrite dans le paragraphe 4.3.2 est utilisée pour fabriquer des échantillons afin de caractériser mécaniquement les articulations en PDMS.

De larges déformations sont obtenues avec ces articulations en élastomères, mais nous avons observé qu'elles pouvaient se rompre. La défaillance de ces liaisons vient de la séparation du PDMS de son encoche avant d'atteindre sa limite d'élasticité. Plusieurs formes d'accroche sont donc proposées pour maintenir le PDMS attaché au silicium (deux exemples sont illustrés dans la figure 4.8). Le but de cette partie est de comparer les formes d'attache qui assurent le meilleur ancrage en cas de grandes déformations.

4.4.3/ CARACTÉRISATIONS MÉCANIQUES ET RÉSULTATS

Un dispositif expérimental est utilisé pour caractériser les paramètres mécaniques du PDMS et la robustesse des articulations. Ce dispositif, illustré sur la figure 4.9, consiste à fixer une partie de l'articulation en silicium sur une base fixe et d'accrocher des poids calibrés sur un "hameçon" attaché à la deuxième partie en silicium. La scène est observée en utilisant une caméra de haute résolution (2560×2018 pixels). Les forces correspondent aux poids des rondelles calibrées, qui sont attachées longitudinalement à l'échantillon.

Ce test de traction a été réalisé sur plusieurs échantillons avec quatre formes d'ancrage. Les échantillons en PDMS sont fabriqués à partir d'un seul mélange. Les déformations ε correspondantes aux contraintes appliquées sont calculées à partir des images capturées par la caméra. L'équation 4.1 est utilisée pour calculer les déformations en fonction de l'allongement Δl et la longueur initiale l_0 de l'articulation en PDMS .

$$\varepsilon = \Delta l / l_0 \quad (4.1)$$

La figure 4.10 montre la réponse d'une articulation en PDMS lors de chargements successifs. Les résultats obtenus ont été analysés pour calculer les courbes de contrainte-déformation de PDMS (voir figure 4.11). Les contraintes σ sont calculées par l'équation 4.2 suivante :

$$\sigma = m \cdot g / S \quad (4.2)$$

Où m est la masse accrochée, g est l'accélération normale de la pesanteur terrestre et S est la section transversale de l'articulation en PDMS qui est de $400 \times 400 \mu\text{m}^2$.

Les courbes obtenues sont linéaires et varient légèrement en fonction de la forme d'attachement utilisée. Cette variation est due à une concentration des contraintes dans les zones minces en PDMS (zones d'interfaçage). La valeur réelle de la surface S utilisée dans l'équation 4.2 est donc inférieure à la valeur choisie. Le tableau 4.1 présente les modules de Young obtenus à partir des données expérimentales en comparaison avec la valeur utilisée pour les simulations.

Les formes cubiques en PDMS de $400 \mu\text{m}$ de côté avaient une raideur moyenne de 263 Nm^{-1} en traction.

TABLE 4.1 – Le module de Young obtenu pour chaque forme d'accroche en comparaison avec la simulation

Forme	E en MPa
T	0.97
F	1.24
W	1.45
C	1.9
Simulation	1.4

La limite de résistance des articulations élastiques correspond à la séparation du bloc de PDMS de son encoche comme montré dans la figure 4.12. Cette limite varie en fonction

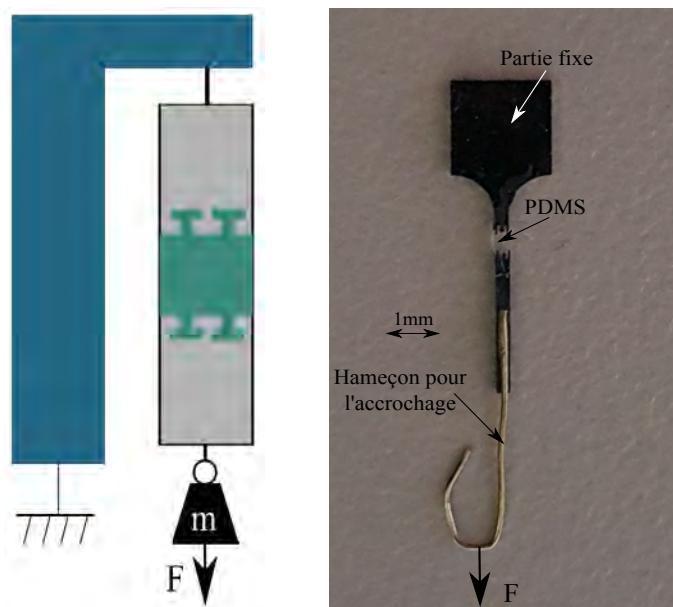


FIGURE 4.9 – Présentation schématique et photographie du dispositif expérimental utilisé pour les tests contraintes-déformations pour la caractérisation mécanique du PDMS.

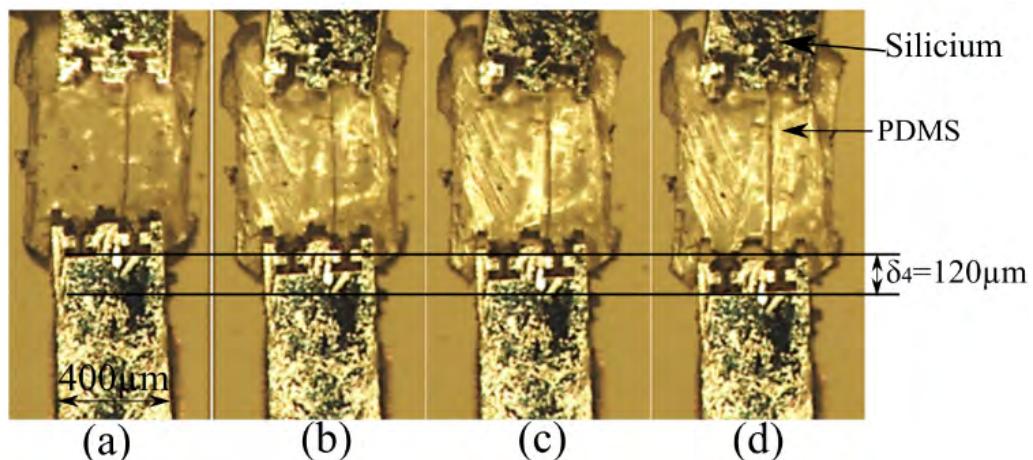


FIGURE 4.10 – Déformation d'une articulation en PDMS en réponse au poids d'une masse attachée longitudinalement : (a) 0 g, (b) 1 g, (c) 2 g et (d) 3 g.

de la forme de confinement utilisée. Les tests ont montré une résistance minimale à l'arrachement d'environ 0,15 MPa pour les formes W et une résistance de 0,35 MPa pour les formes en C (voir figure 4.11). La forme de confinement peut être modifiée pour améliorer la raideur de l'articulation.

Des essais de pliages sont réalisés pour valider expérimentalement le comportement des articulations aux grandes déformations. La figure 4.13 montre la résistance mécanique d'une articulation cubique à un pliage de 45° et 95°. Ces tests sont réalisés manuellement en appliquant un pliage de la poutre et ont montré que la rupture est atteinte pour des angles de pliage supérieurs à 60°, et ce quel que soit l'échantillon.

Les expérimentations que nous avons menées valident la nouvelle procédure de fabri-

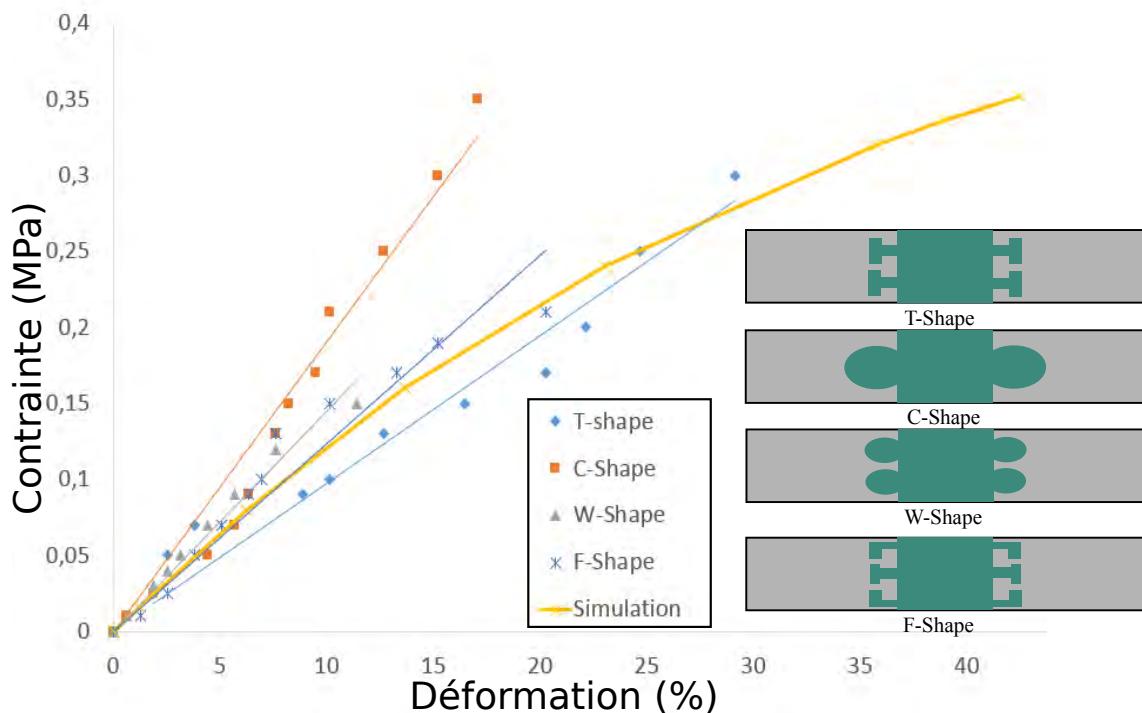


FIGURE 4.11 – Courbes contrainte-déformation issues des essais de traction pour différentes formes d'accrochage de PDMS/Silicium.

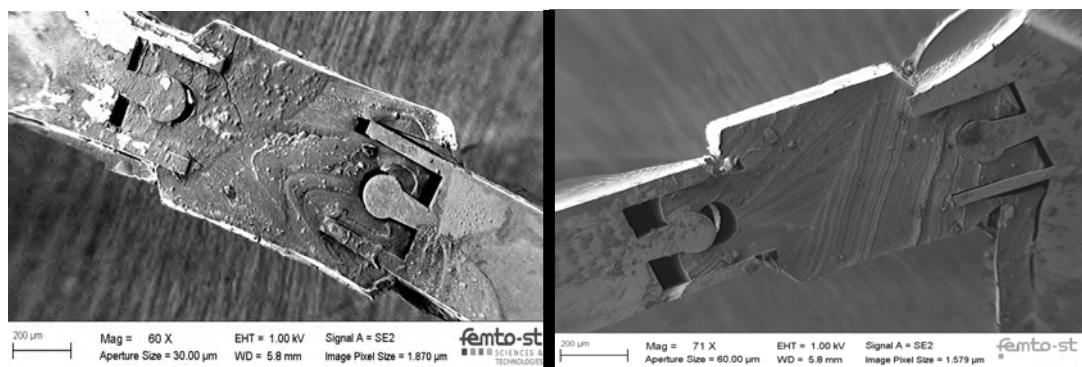


FIGURE 4.12 – Images MEB montrent l'enlèvement de l'articulation en PDMS de son encoche.

cation et la résistance des articulations à l'arrachement pour de larges angles de pliage. Tandis que des déformations longitudinales de l'ordre de 200% ont été obtenues dans [Bergbreiter et al., 2006], les déformations maximales que nous avons pu mesurées sont de l'ordre de 20%. Pour améliorer la résistance à la rupture des articulations, une phase de conception plus élaborée des formes de confinement doit être réalisé.

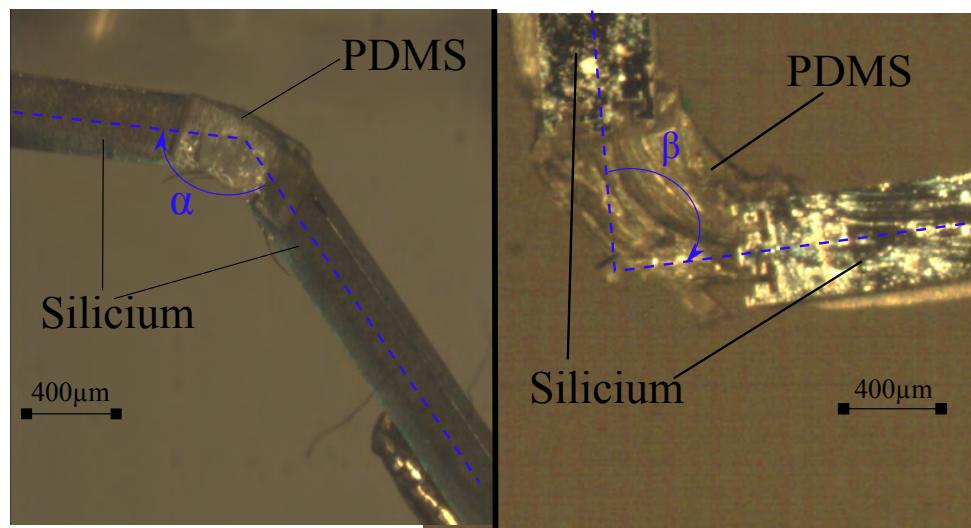


FIGURE 4.13 – Test de pliage d'une articulation en PDMS à 45° et 95° hors-plan.

4.5/ FABRICATION DU MANIPULATEUR À 7 DDL AVEC DES ARTICULATIONS EN PDMS

La structure à articulations élastiques est utilisée pour transmettre les déplacements de huit actionneurs placés sur une base fixe (actionneurs linéaires dans notre première preuve-de-concept) jusqu'aux deux doigts de la pince placés sur les deux parties de la plateforme pliable. Cette structure a fait l'objet de SEF dans l'objectif de visualiser son comportement. Elle est constituée de huit poutres (jambes) rigides articulées qui relient quatre bases mobiles aux deux parties de la plateforme (voir figure 4.14). Sur les extrémités de chaque jambe, une articulation cubique en PDMS est attachée. Chaque base est actionnée par deux moteurs linéaires montés perpendiculairement pour générer des déplacements dans le plan XY. Quatre éléments du manipulateur miniature sont donc à assembler au lieu de huit. Ceci facilitera la phase de montage et permettra de minimiser les défauts d'assemblage.

Comme pour le robot macrométrique, nous avons considéré une configuration à symétrie axiale quaternaire formée de quatre paires de jambes identiques disposées avec une période de 90° pour la conception de ce manipulateur. La nouvelle procédure de microfabrication permet de réaliser des structures planes et grâce à la symétrie de la structure, les paramètres dimensionnels de conception sont réduits à quatre qui sont respectivement les rayons R_{A_i} et R_{B_i} qui présentent les distances entre le centre de la plateforme et les points wA_i et wB_i et ϕ_1 ainsi que ϕ_2 qui représentent les angles entre l'axe (O_w, \mathbf{x}_w) et les droites ($O_w, {}^wA_1$) et ($O_w, {}^wB_1$). Les formes en couleur noire présentent les élastomères en PDMS et les éléments gris sont les pièces rigides en silicium.

Puisque le manipulateur est fabriqué dans le plan, il sera dans une configuration singulière. Il est alors légèrement plié pour le faire sortir de la singularité.

Le comportement de cette structure est simulé avec le logiciel ANSYS afin de dimensionner ses éléments. Ces simulations serviront dans un premier temps à vérifier les différentes mobilités du mécanisme en introduisant des mouvements aux bases mobiles. Les positions des actionneurs sont calculées à partir des coordonnées cartésiennes utilisant un modèle géométrique inverse (MGI) similaire au modèle obtenu dans le chapitre

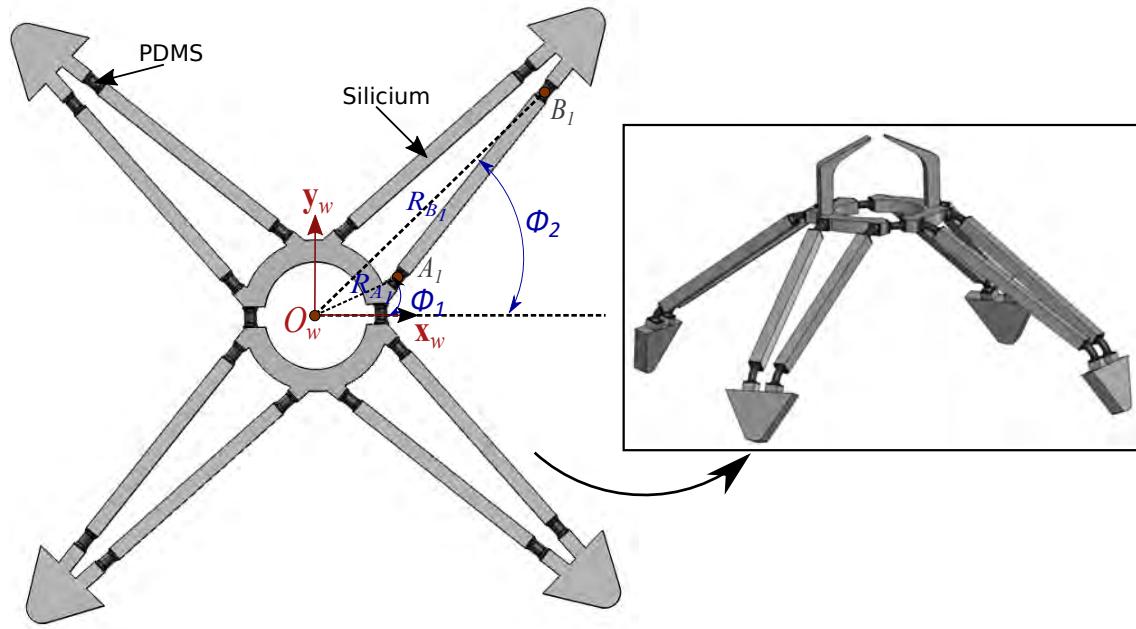


FIGURE 4.14 – Conception montrant les quatre paramètres géométriques utilisés pour la fabrication du manipulateur à sept DDL.

2. Lors de cette étude, les sept DDL sont générés via une SEF pour différentes positions des actionneurs.

Les paramètres géométriques de la structure élastique utilisés pour la fabrication de la preuve-de-concept sont présentés dans le tableau 4.2

TABLE 4.2 – Dimensions géométriques du manipulateur avec des articulations élastiques à sept DDL.

Paramètre	Valeur
ϕ_1	22°
ϕ_2	42°
R_A	2.7mm
R_B	6.8 mm

Après avoir conçu le manipulateur miniature à articulations élastiques et défini ses dimensions géométriques, la nouvelle procédure de microfabrication sera utilisée pour la fabrication du premier robot miniature à sept DDL. La fabrication de ce robot est l'une des étapes les plus difficiles. Elle doit être effectuée avec précaution du fait que les éléments sont petits et donc fragiles.

Une fois le manipulateur réalisé, il est collé sur quatre bases mobiles. Chaque base est une table de positionnement XY constituée de deux actionneurs piézoélectriques. Pour assurer le bon positionnement du manipulateur et afin de le faire sortir de sa configuration singulière, un support fabriqué en impression 3D est utilisé pour le maintenir lors de la

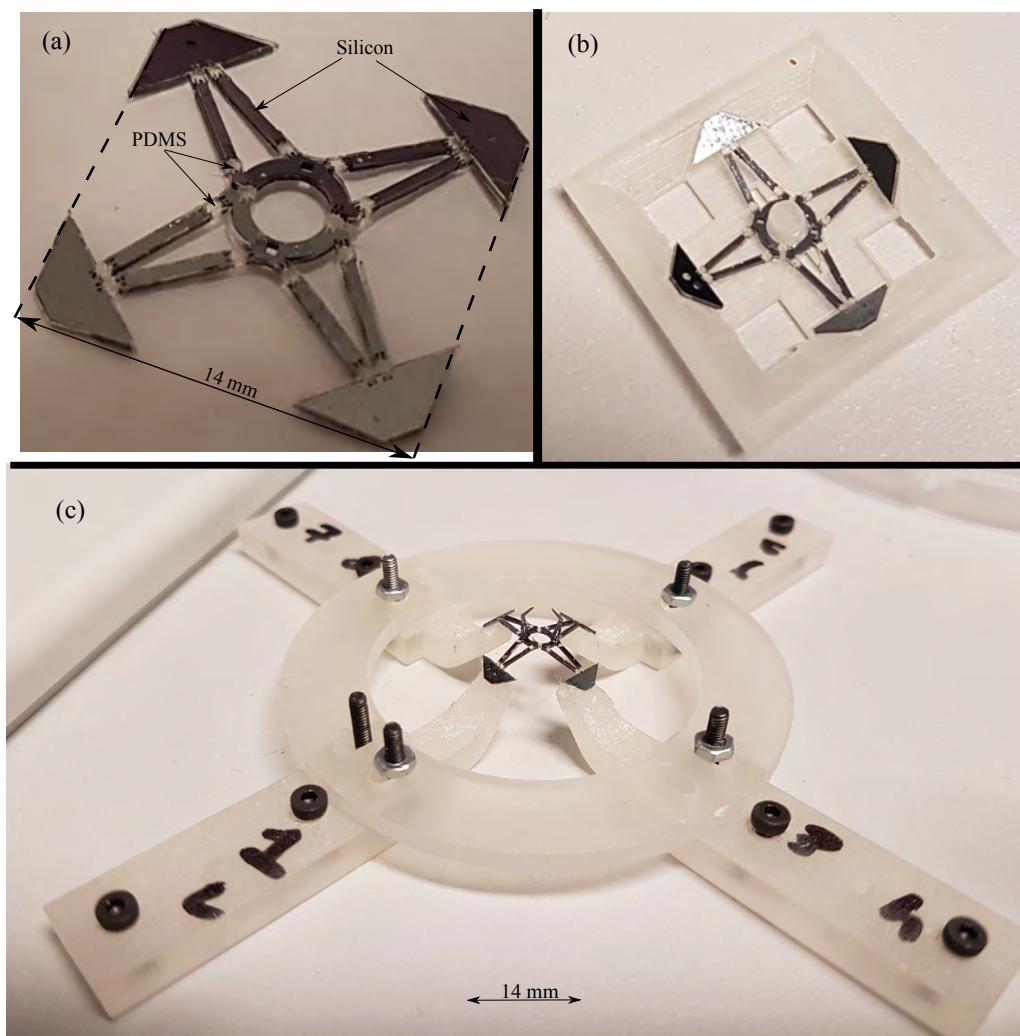


FIGURE 4.15 – (a) Manipulateur miniature avec 18 articulations élastiques en PDMS fabriqué dans le plan. (b) Manipulateur plié et mis dans un support de positionnement. (c) Manipulateur collé sur quatre bases mobiles.

phase de collage. Une fois assemblés, les deux doigts de la pince sont insérés et collés dans les encoches réalisées sur chaque partie de la plateforme (voir figure 4.15).

4.6/ COMMANDE DU MANIPULATEUR MINIATURE À 7 DDL

Le manipulateur miniature est assemblé sur quatre positionneurs XY (qui assurent huit directions indépendantes d'actionnement). Il est commandé en position pour vérifier que son comportement réel est cohérent avec les modélisations et les simulations effectuées. Ceci est réalisé en utilisant une manette de commande pour contrôler la pose désirée du manipulateur. Le MGI permet de traduire les poses désirées en consignes articulaires au niveau des tables de déplacements XY. Les actionneurs linéaires “stick-slip” de chez Smaract sont utilisés pour générer les déplacements.

Pour la commande de ce manipulateur, aucune phase d'étalonnage n'a été réalisée.

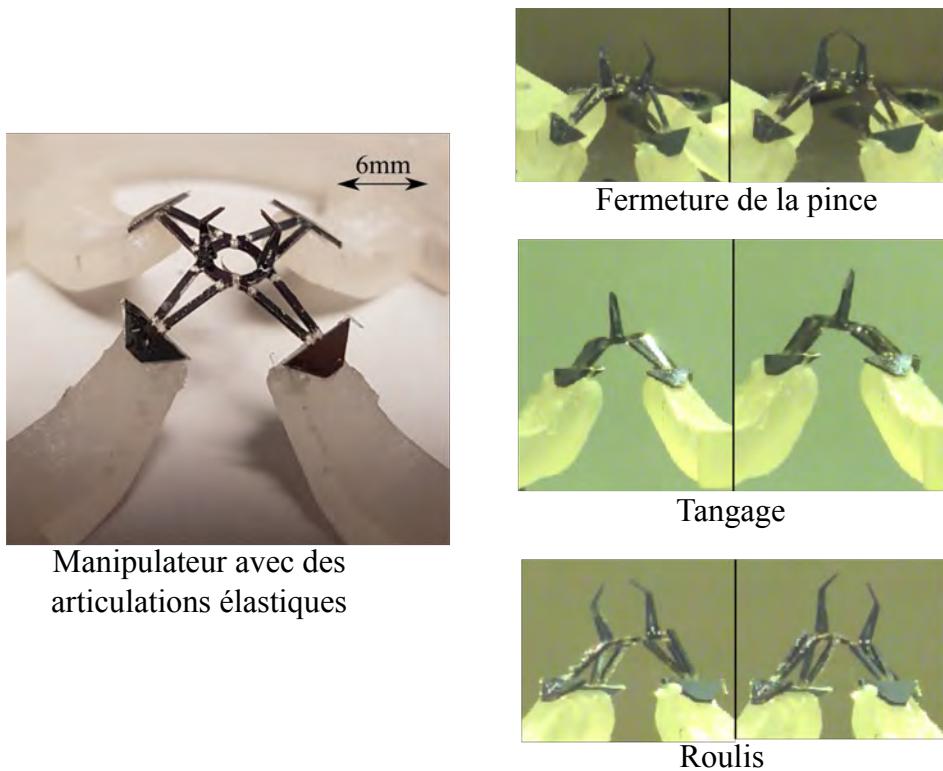


FIGURE 4.16 – Déplacement du manipulateur miniature à articulations élastiques montrant quelques positions statiques.

Comme les procédés de fabrication en salle blanche garantissent des précisions nanométriques, les paramètres géométriques utilisés sont ceux issus du modèle CAO. Le schéma de commande présenté dans la figure 3.11 du chapitre 3 est utilisé pour cette première validation expérimentale.

L'objectif de cette télémanipulation est de visualiser le comportement du manipulateur ainsi que la rigidité des articulations élastiques. La figure 4.16 présente quelques positions issues de la commande du robot.

4.7/ CONCLUSION

La conception et la réalisation du premier robot miniature intégrant les sept DDL avec des articulations élastiques fut la tâche la plus chronophage de cette thèse. En effet, nous avons dû consulter des spécialistes au sein du laboratoire et de la salle blanche au cours de nombreuses réunions afin de valider la procédure de fabrication décrite dans ce chapitre. Ces efforts et réflexions ont permis d'aboutir à une procédure de microfabrication nécessitant une seule phase de gravure DRIE, au lieu de trois comme utilisée dans la littérature ce qui permet de réduire le temps de fabrication du micro-robot. De plus, ce processus permet d'intégrer les polymères après avoir réalisé tous les processus de gravure et de dépôt ce qui évite tout forme de contamination des machines. Enfin, ce nouveau processus offre plus de possibilités sur le choix des polymères à utiliser comme liaisons flexibles.

Le processus a été employé pour fabriquer des échantillons qui intègrent des articulations en PDMS entre deux éléments rigides en silicium. Des tests de caractérisation mécanique ont été réalisés pour déterminer le comportement des articulations en traction et en pliage.

Un robot miniature à sept DDL contient 18 articulations élastiques en PDMS a été fabriqué sur un substrat en silicium de 400 μm d'épaisseur. Le robot a ensuite été actionné et la configuration de sa plateforme contrôlée dans les 7 DDL. Les résultats obtenus par cette preuve-de-concept sont encourageants quant à l'usage de ce manipulateur miniature pour des tâches de micromanipulations en milieux confinés. Les résultats de ce chapitre ont été publiés dans le journal JMM (*Journal of Micromechanics and Microengineering*) [Haouas et al., 2017].

Le modèle géométrique inverse utilisé pour l'obtention de ces résultats considère que les articulations de la structure sont parfaites. Il est utilisé avec succès pour la commande du manipulateur miniature. Cependant, des articulations élastiques en PDMS ont été utilisées dans ce manipulateur. Or, pour assurer de meilleures précisions dédiées à l'échelle micrométrique, un modèle plus élaboré reste à développer. Le modèle doit prendre en compte les déformations élastiques des articulations (en traction, cisaillement...) ainsi que les conditions aux limites. Les premiers étapes pour modéliser ce manipulateur seront détaillées dans le chapitre suivant.

5

MODÉLISATION CINÉTOSTATIQUE D'UN MÉCANISME PARALLÈLE AVEC DES ARTICULATIONS ÉLASTIQUES

Sommaire

5.1	Introduction	100
5.2	Modes de déformations de matériaux élastiques	100
5.3	Formulation du problème mécanique	102
5.3.1	Loi de comportement tridimensionnelle	102
5.3.2	Poutre d'Euler–Bernoulli	102
5.3.2.1	Hypothèses	103
5.3.2.2	Décomposition d'une structure en éléments	104
5.3.2.3	Matrice de rigidité d'une poutre d'Euler–Bernoulli	105
5.3.2.4	Changement du repère de travail	106
5.3.3	Assemblage des matrices de rigidité	107
5.3.4	Résolution du système global	107
5.3.5	Synthèse	109
5.4	Modélisation élastique d'un mécanisme parallèle	109
5.4.1	Décomposition de la structure	109
5.4.2	Matrice de rigidité de chaque élément dans son repère local	109
5.4.3	Écriture des matrices de rigidité dans un repère de base	110
5.4.4	Assemblage des matrices de rigidité, des vecteurs forces et déplacements nodaux	111
5.4.4.1	Assemblage des matrices de rigidité	111
5.4.4.2	Détermination des vecteurs forces et déplacement nodaux	112
5.4.4.3	Prise en compte des conditions aux limites	112
5.5	Évaluation de la méthode de modélisation	113
5.5.1	Modèle éléments finis	113
5.5.2	Comparaison avec le modèle éléments finis	113
5.6	Conclusion	117

Dans l'objectif d'une commande précise du manipulateur miniature, ce chapitre présente une première démarche pour la modélisation du comportement mécanique de mécanismes parallèles à articulations élastiques. D'abord, les modes de déformations de matériaux et les principales caractéristiques du comportement mécanique des élastomères sont présentés. Ensuite, une méthode pour la modélisation des mécanismes basée sur la théorie des poutres d'Euler–Bernoulli est décrite. Enfin, la méthode est appliquée à un mécanisme parallèle simple et les résultats obtenus sont comparés avec ceux obtenus avec un logiciel de simulation par éléments finis.

5.1/ INTRODUCTION

La simulation du comportement de structures complexes peut conduire à de sérieuses difficultés, en particulier lorsqu'elles contiennent des éléments qui évoluent non-linéairement. L'analyse de ce type de mécanismes peut se faire par des simulations par éléments finis (SEF). Cependant, discréteriser un mécanisme complexe avec plusieurs éléments conduit à un modèle comportant un grand nombre de noeuds, qui est difficile à résoudre et qui prend un certain temps pour converger vers une solution [Champaney, 1996]. La modélisation d'un mécanisme par SEF est sans doute l'une des solutions les plus fidèles. Cependant, l'utilisation de ces modèles pour une commande en temps-réel d'un manipulateur reste compliquée.

La modélisation du comportement des élastomères, par exemple, utilisés dans des mécanismes flexibles, nécessite la prise en compte de nombreux paramètres mécaniques [Mooney, 1940]. Afin d'estimer quelques uns de ces paramètres, la solution couramment employée consiste à utiliser des lois dérivées des métaux pour décrire quelques spécificités comportementales. Un double intérêt technologique et scientifique justifie le développement d'un modèle analytique du comportement d'une structure multimatériaux.

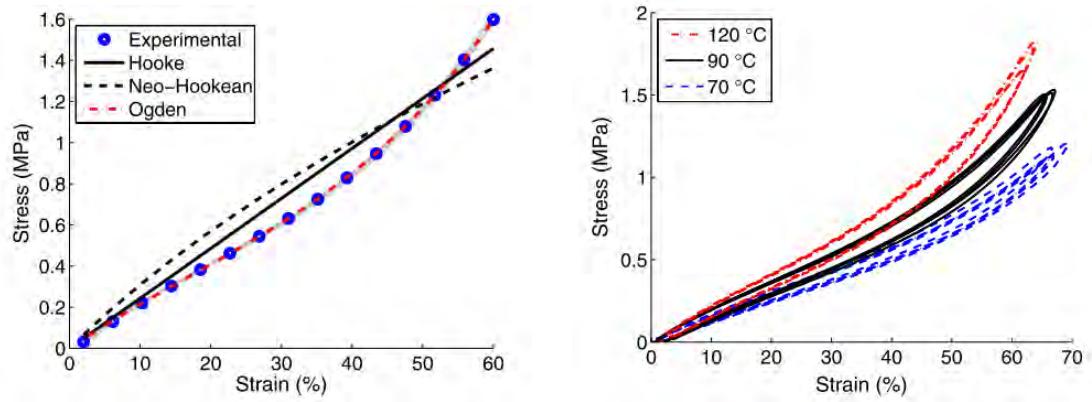
Ce chapitre présente une méthode analytique pour la modélisation des mécanismes parallèles avec des articulations élastiques. Cette méthode est tout d'abord introduite dans une démarche générale, puis elle est appliquée à une structure parallèle simple qui est constituée de trois jambes et trois articulations élastiques.

Nous proposons d'inclure une description succincte de la théorie des poutres qui nous permettra de retrouver la matrice de rigidité globale du mécanisme décomposé en éléments poutres. Ensuite, des SEF réalisées par un logiciel commercial sont menées sur la structure à trois articulations élastiques étudiée, permettant ainsi d'évaluer la méthode de modélisation proposée.

5.2/ MODES DE DÉFORMATIONS DE MATÉRIAUX ÉLASTIQUES

Une loi de comportement relie, à tout instant t , les contraintes appliquées σ et les déformations ϵ engendrées dans un élément mécanique. Dans le cas d'une étude quasi-statique, le temps n'a pas d'influence sur la réponse mécanique de l'élément. Cette loi de comportement relie donc les contraintes au taux de déformation [Rinaldi, 2006]. L'étude de la variation du volume d'un matériau peut se classer en deux catégories :

- le cas des petites déformations qui n'impliquent pas de déformation plastique. Pour



(a) Comparaison entre les essais expérimentaux en traction uniaxiale et les modèles de Hooke, Neo-Hookean et Ogden.

(b) Courbes contrainte-déformation du PDMS issues des essais de chargement cyclé successifs des échantillons réticulés pour 2h à différentes températures.

FIGURE 5.1 – Réponse mécanique statique (contrainte-déformation) du PDMS [Gerratt et al., 2013].

les matériaux isotropes, la modélisation nécessite le module de Young (d'élasticité) E , le coefficient de Poisson ν et le module de cisaillement G . Ces paramètres sont reliés entre eux par les équations de l'élasticité linéaire [Knauss et al., 1987] ;

- le cas de grandes déformations engendre des variations de volume associées à l'endommagement et principalement la cavitation. Cette déformation non-élastique résulte des variations de volume attribuées à la détérioration de l'objet [Parsons et al., 2004].

La caractérisation mécanique des élastomères pour de larges déformations s'avère difficile du fait des instabilités de comportement localisées [Johnston et al., 2014]. La réponse mécanique des élastomères est caractérisée par les phénomènes d'hyperélasticité, la réversibilité (grandes déformations avec un comportement non linéaire), la viscoélasticité et l'hystérésis [Diani et al., 2006].

Notons aussi que les déformations d'un mécanisme contenant des éléments élastiques peuvent se superposer à la réponse d'un matériau et rendre difficile l'évaluation de son comportement lors des essais mécaniques. Tel est le cas, par exemple, de flambement qui correspond à une instabilité élastique en compression [Rinaldi, 2006].

La figure 5.1 présente un bref récapitulatif d'un certain nombre de phénomènes mécaniques caractérisant le Polydimethylsiloxane (PDMS) à température ambiante. La figure 5.1 (a) montre une comparaison entre quelques modèles théoriques et un essai expérimental de la déformation du PDMS en réponse à des contraintes uniaxiales. Le comportement mécanique des élastomères montre une allure linéaire à faibles déformations. Pour de grandes déformations, il représente un comportement élastique non linéaire [Cantournet et al., 2009]. Dans le cas de chargement cyclique, des boucles d'hystérésis se forment (voir figure 5.1 (b)). Nous remarquons, également, que la température de réticulation influe sur le comportement mécanique du PDMS.

Il existe dans la littérature des formes pour décrire le comportement statique des élastomères, basés sur des observations expérimentales et des propriétés mathématiques d'isotropie des matériaux. Parmi les modèles proposés, nous citons :

- le modèle de Mooney [Mooney, 1940] qui se caractérise par sa fidélité pour refléter le comportement des élastomères pour des déformations allant jusqu'à 100% ;
- le modèle de Rivlin [Rivlin et al., 1997] [Rivlin, 1948] où l'approximation polynomiale varie selon la nature de l'élastomère et le domaine des déformations à analyser ;
- le modèle de Gent-Thomas [Gent et al., 1958] qui utilise la formulation énergétique. Elle est obtenue suite à des études expérimentales et traduit le comportement des élastomères pour des déformations allant jusqu'à 200%.

Comme première étape, et afin de simplifier la procédure de modélisation, les grandes déformations ne seront pas considérées dans ce chapitre.

5.3/ FORMULATION DU PROBLÈME MÉCANIQUE

L'étude de la réponse cinématique d'une structure tridimensionnelle nécessite la résolution d'un problème de mécanique assorti d'une loi tensorielle des modèles de comportement. L'objectif du modèle est de caractériser la réponse d'une structure complexe pour des entrées en déplacement. Cette modélisation est utile pour commander le manipulateur miniature à sept DDL en position. Pour appliquer la commande en temps réel, le modèle doit permettre des temps de calcul convenables.

Nous présentons, dans la suite, successivement la méthodologie en étude statique, la formulation tensorielle de la loi de comportement élémentaire et son intégration pour l'obtention d'un modèle structurel complet.

5.3.1/ LOI DE COMPORTEMENT TRIDIMENSIONNELLE

Pour établir la loi de comportement, il faut trouver des relations entre les déformations et les contraintes dans la structure en se basant sur des hypothèses de simplification admissibles. Les modèles qui décrivent la loi de comportement élastique reposent sur la décomposition des mécanismes complexes en éléments simples. L'approche permet d'isoler un élément et d'établir une relation directe entre les taux de contrainte et de déformation. La loi de Hooke est définie par le tenseur C d'ordre quatre et dimension trois, le tenseur des contraintes σ et le tenseur des déformations ε :

$$\sigma = C : \varepsilon \quad (5.1)$$

Le tenseur d'élasticité C est composé des paramètres mécaniques du matériau. L'opérateur : définit le produit tensoriel.

5.3.2/ POUTRE D'EULER-BERNOULLI

La théorie des poutres est un outil de modélisation pour déterminer des solutions analytiques en considérant des hypothèses additionnelles. Les éléments étudiés sont supposés des poutres déformables. Les modèles de poutre sont employés pour l'analyse des éléments élancés. Leur principal avantage est la simplicité des équations mathématiques basées sur certaines hypothèses simplificatrices.

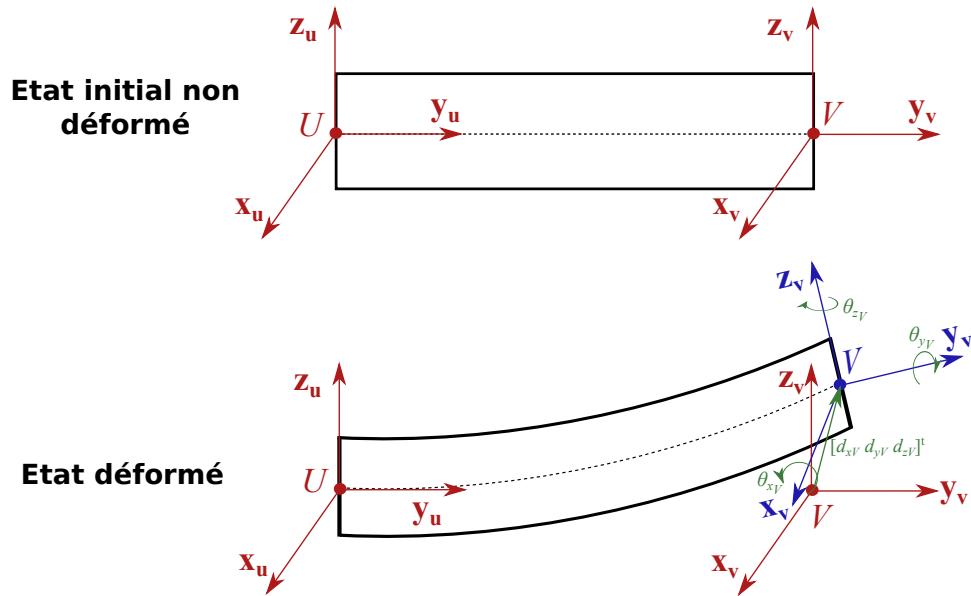


FIGURE 5.2 – Déformation d'une poutre d'Euler–Bernoulli.

L'avantage du modèle d'Euler–Bernoulli sur les prévisions obtenues par des méthodes numériques est d'assurer la visualisation de l'influence de différents paramètres (contraintes, déformations, etc.). Ce choix de modèle permet de mieux comprendre le comportement du système dans le cadre d'une première approche d'un problème mécanique.

5.3.2.1/ HYPOTHÈSES

Les hypothèses de base de la résistance des matériaux pour la théorie d'Euler–Bernoulli [Cowper, 1966] sont :

- la longueur de la ligne moyenne est supérieure devant les dimensions de la section droite ;
- les matériaux sont supposés homogènes, isotropes et suivent la loi de Hooke (comportement linéaire) ;
- les déformations et les contraintes sont faibles ;
- les sections planes, normales aux fibres avant déformation demeurent normales aux fibres après déformation ;
- les contraintes appliquées passent par la fibre moyenne de la poutre.

Les hypothèses ci-dessus définissent la forme générale du déplacement de la poutre, pour un chargement extérieur appliqué. La poutre est donc présentée par sa fibre moyenne comme illustrée dans la figure 5.2. Cette méthodologie a déjà fait l'objet d'applications de modélisation et d'étalement élasto-géométrique sur des structures parallèles [Deblaise et al., 2006]. Cette approche se révèle prometteuse, car elle permet à la fois de déterminer les réponses nodales d'une structure et de trouver les contraintes internes sous des chargements réguliers.

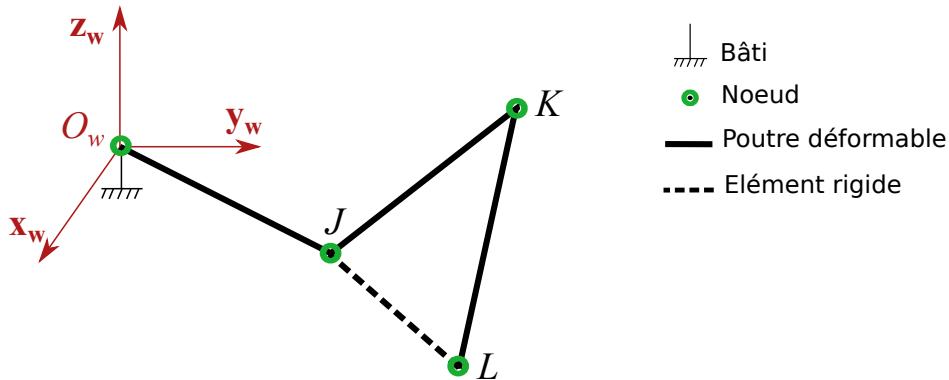


FIGURE 5.3 – Décomposition d'une structure en éléments partiels pour la modélisation.

5.3.2.2/ DÉCOMPOSITION D'UNE STRUCTURE EN ÉLÉMENTS

La modélisation d'une structure complexe passe par une décomposition en éléments simples à partir de ses différents points caractéristiques, afin d'apparaître un ensemble de repères mobiles correspondant à ces points. Ces repères sont attachés entre eux par l'intermédiaire de différentes liaisons (attachement sans ou avec mobilités). Les liaisons cinématiques entre les éléments sont supposées être des encastrements.

Afin de supprimer des mouvements d'ensemble de la structure, certains nœuds sont fixes caractérisent les conditions aux limites. Une modélisation d'une structure simple est donnée dans la figure 5.3. La décomposition de cette structure fait apparaître des poutres déformables, des éléments rigides et des nœuds qui sont définis par des repères locaux associés à chaque extrémité d'un élément.

Chaque élément de la structure est soumis à un torseur mécanique d'efforts extérieur exprimé au niveau de chaque nœud. Ce torseur d'effort ρ , défini par des résultantes et des moments agissant au nœud L est exprimé par un vecteur à six composantes :

$$\rho_L = [f_{xL} \ f_{yL} \ f_{zL} \ m_{xL} \ m_{yL} \ m_{zL}]^t \quad (5.2)$$

Un déplacement nodal au niveau d'un élément de la structure résultant de sa déformation élastique, est défini par un torseur de petits déplacements φ . Le vecteur déplacement du nœud L intègre les trois déplacements linéaires ainsi que les trois rotations de section de la poutre. Puisque la modélisation est limitée au cas élastique linéaire, les déplacements et les rotations sont donc de faible ordre. Les rotations au niveau d'un nœud sont approximées par trois rotations autour de chaque axe (x, y, z) (voir figure 5.2). Le vecteur déplacement est défini donc de la façon suivante :

$$\varphi_L = [d_{xL} \ d_{yL} \ d_{zL} \ \theta_{xL} \ \theta_{yL} \ \theta_{zL}]^t \quad (5.3)$$

Le torseur d'efforts ainsi que le vecteur de déplacement nodal peuvent être exprimés soit dans un repère de base R_w attaché au bâti ou à un repère local R_u associé à un élément de la structure.

5.3.2.3/ MATRICE DE RIGIDITÉ D'UNE POUTRE D'EULER-BERNOULLI

La matrice de rigidité d'une poutre droite d'Euler–Bernoulli de deux nœuds U et V est exprimée avec différents paramètres géométriques et mécaniques de ses éléments constitutants. Elle est carrée de dimension douze et exprimée dans le repère local \mathcal{R}_u de la façon suivante [Przemieniecki, 1985] :

$$\mathcal{R}_u \mathbf{K}^{U,V} = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_u \mathbf{K}_{11}^{U,V} & \mathcal{R}_u \mathbf{K}_{12}^{U,V} \\ \mathcal{R}_u \mathbf{K}_{21}^{U,V} & \mathcal{R}_u \mathbf{K}_{22}^{U,V} \end{bmatrix} \quad (5.4)$$

Où les sous-matrices nodales de rigidité sont exprimées par :

$$\mathcal{R}_u \mathbf{K}_{11}^{U,V} = \begin{bmatrix} \frac{E_{u,v} S_{u,v}}{L_{u,v}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{6E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^2} \\ 0 & 0 & \frac{12E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^3} & 0 & \frac{-6E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{G_{u,v} J_{u,v}}{L_{u,v}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-6E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 & \frac{4E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}} & 0 \\ 0 & \frac{6E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{4E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}} \end{bmatrix} \quad (5.5)$$

$$\mathcal{R}_u \mathbf{K}_{12}^{U,V} = \begin{bmatrix} \frac{-E_{u,v} S_{u,v}}{L_{u,v}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{-12E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{6E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^2} \\ 0 & 0 & \frac{-12E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^3} & 0 & \frac{-6E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{-G_{u,v} J_{u,v}}{L_{u,v}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{6E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 & \frac{2E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}} & 0 \\ 0 & \frac{-6E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{2E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}} \end{bmatrix} \quad (5.6)$$

$$\mathcal{R}_u \mathbf{K}_{21}^{U,V} = \begin{bmatrix} \frac{-E_{u,v} S_{u,v}}{L_{u,v}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{-12E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{-6E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^2} \\ 0 & 0 & \frac{-12E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^3} & 0 & \frac{6E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{-G_{u,v} J_{u,v}}{L_{u,v}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-6E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 & \frac{2E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}} & 0 \\ 0 & \frac{6E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{2E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}} \end{bmatrix} \quad (5.7)$$

$$\mathcal{R}_u \mathbf{K}_{22}^{U,V} = \begin{bmatrix} \frac{E_{u,v} S_{u,v}}{L_{u,v}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{-6E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^2} \\ 0 & 0 & \frac{12E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^3} & 0 & \frac{6E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{G_{u,v} J_{u,v}}{L_{u,v}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{6E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 & \frac{4E_{u,v} I_{y_{u,v}}}{L_{u,v}} & 0 \\ 0 & \frac{-6E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{4E_{u,v} I_{z_{u,v}}}{L_{u,v}} \end{bmatrix} \quad (5.8)$$

Les paramètres mécaniques et géométriques utilisés dans la matrice de rigidité sont présentés dans le tableau 5.1.

TABLE 5.1 – Paramètres géométriques et mécaniques pour la modélisation d'une poutre

Paramètres géométriques	Longueur (m)	$L_{u,v}$
	Surface de la section droite (m^2)	$S_{u,v}$
Paramètres mécaniques	Module d'Young (N/m^2)	$E_{u,v}$
	Coefficient de Poisson	$\nu_{u,v}$
	Module de Coulomb (N/m^2)	$G_{u,v} = \frac{E_{u,v}}{2(1+\nu_{u,v})}$
	Moments quadratiques (m^4)	$I_{y_{u,v}}$
		$I_{z_{u,v}}$
	Moment polaire (m^4)	$J_{u,v}$

La relation de dépendance linéaire entre le torseur d'efforts et de déplacement nodal pour une poutre déformable est exprimée sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{bmatrix} \rho_U \\ \rho_V \end{bmatrix} = \mathbf{K}^{U,V} \begin{bmatrix} \varphi_U \\ \varphi_V \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

où

$$\begin{bmatrix} \rho_U \\ \rho_V \end{bmatrix} = [f_{x_U} \dots m_{z_U} \ f_{x_V} \dots m_{z_V}]^t \quad (5.10)$$

$$\begin{bmatrix} \varphi_U \\ \varphi_V \end{bmatrix} = [d_{x_U} \dots \theta_{z_U} \ d_{x_V} \dots \theta_{z_V}]^t \quad (5.11)$$

5.3.2.4/ CHANGEMENT DU REPÈRE DE TRAVAIL

Les matrices de rigidité, les torseurs d'efforts et de déplacement sont exprimés dans le repère local \mathcal{R}_u . Avant la phase d'assemblage, les matrices élémentaires doivent être exprimées dans un repère de base. La relation suivante permet d'exprimer les matrices des différentes poutres dans un même repère de base \mathcal{R}_w :

$$\mathcal{R}_w \mathbf{K}^{U,V} = (\mathcal{R}_u \mathbf{P}_{\mathcal{R}_w}^{U,V})^{-1} \mathcal{R}_u \mathbf{K}^{U,V} \mathcal{R}_u \mathbf{P}_{\mathcal{R}_w}^{U,V} \quad (5.12)$$

où la matrice de passage $\mathcal{R}_u \mathbf{P}_{\mathcal{R}_w}^{U,V}$, définie par la matrice de rotation $\mathcal{R}_u \mathbf{R}_{\mathcal{R}_w}^{U,V}$ du repère \mathcal{R}_u par rapport au \mathcal{R}_w , est donnée par :

$$\mathcal{R}_u \mathbf{P}_{\mathcal{R}_w}^{U,V} = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_u \mathbf{R}_{\mathcal{R}_w}^{U,V} & 0_3 & 0_3 & 0_3 \\ 0_3 & \mathcal{R}_u \mathbf{R}_{\mathcal{R}_w}^{U,V} & 0_3 & 0_3 \\ 0_3 & 0_3 & \mathcal{R}_u \mathbf{R}_{\mathcal{R}_w}^{U,V} & 0_3 \\ 0_3 & 0_3 & 0_3 & \mathcal{R}_u \mathbf{R}_{\mathcal{R}_w}^{U,V} \end{bmatrix} \quad (5.13)$$

5.3.3/ ASSEMBLAGE DES MATRICES DE RIGIDITÉ

Dans le cas de la modélisation par éléments finis, la complexité de la géométrie et la recherche de la meilleure solution conduisent à utiliser des modèles complexes et des maillages fins. Ceci implique d'introduire un grand nombre d'éléments et le système engendré global devient très rapidement gigantesque (plusieurs milliers d'équations) [Champaney, 1996]. Pour la commande de notre manipulateur et afin de réduire le temps de calcul, chaque élément de la structure est défini par une seule matrice de rigidité. Le système global, une fois assemblé, occupe un espace mémoire faible et le temps de calcul sera faible ce qui permettra l'implémentation de l'algorithme en temps-réel.

La matrice de rigidité de la structure complète est obtenue par assemblage des matrices élémentaires exprimées dans le repère de base. Cet assemblage dépend de l'organisation des éléments constituant la structure. Puisque chaque nœud génère les six mobilités, la matrice de rigidité globale est de dimension $6n \times 6n$, où n est le nombre des nœuds.

Prenons l'exemple de la structure présentée dans la figure 5.3, les matrices de rigidité des différents éléments sont données par : $\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{O_w,J}$, $\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{J,K}$, $\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{K,L}$ et $\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{J,L}$. La matrice de rigidité de la structure complète exprimée dans le repère de base est donnée par :

$$\mathcal{R}_w \mathbf{K}_g = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{O_w,J} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{O_w,J} & 0_6 & 0_6 \\ \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{O_w,J} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{O_w,J} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{J,K} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{J,L} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{J,K} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{J,L} \\ 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{J,K} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{J,K} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{K,L} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{K,L} \\ 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{J,L} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{K,L} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{K,L} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{J,L} \end{bmatrix} \quad (5.14)$$

Les lignes et les colonnes de la matrice de rigidité correspondent à l'ordre des différents nœuds. Un encastrement entre deux éléments est traduit par une somme de deux sous-matrices nodales, comme l'exemple de la matrice $\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{J,K} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{K,L}$ qui permet de prendre en compte l'assemblage au niveau du nœud K .

Après avoir assemblé la matrice de rigidité globale, les torseurs généralisés d'efforts et de déplacements nodaux doivent être concaténés à partir de l'organisation des éléments de la structure. Chaque vecteur est donc de dimension $6n$. Pour la structure étudiée de 4 nœuds, les vecteurs regroupant les efforts et les déplacements nodaux exprimés dans le repère de base sont définis respectivement comme suit :

$$\mathcal{R}_w \boldsymbol{\rho}_g = [\mathcal{R}_w f_{x_{O_w}} \dots \mathcal{R}_w m_{z_{O_w}} \mathcal{R}_w f_{x_J} \dots \mathcal{R}_w m_{z_J} \mathcal{R}_w f_{x_K} \dots \mathcal{R}_w m_{z_K} \mathcal{R}_w f_{x_L} \dots \mathcal{R}_w m_{z_L}]^t \quad (5.15)$$

$$\mathcal{R}_w \boldsymbol{\varphi}_g = [\mathcal{R}_w d_{x_{O_w}} \dots \mathcal{R}_w \theta_{z_{O_w}} \mathcal{R}_w d_{x_J} \dots \mathcal{R}_w \theta_{z_J} \mathcal{R}_w d_{x_K} \dots \mathcal{R}_w \theta_{z_K} \mathcal{R}_w d_{x_L} \dots \mathcal{R}_w \theta_{z_L}]^t \quad (5.16)$$

5.3.4/ RÉSOLUTION DU SYSTÈME GLOBAL

Nous avons déterminé la matrice de rigidité de la structure assemblée ainsi que les vecteurs des forces et des déplacements correspondants. Avant de résoudre le système des équations d'équilibre, il est nécessaire d'introduire les conditions aux limites pour les forces et les déplacements imposés. La prise en compte de ces conditions permettra de déterminer les déplacements nodaux inconnus. Notre système est supposé isostatique,

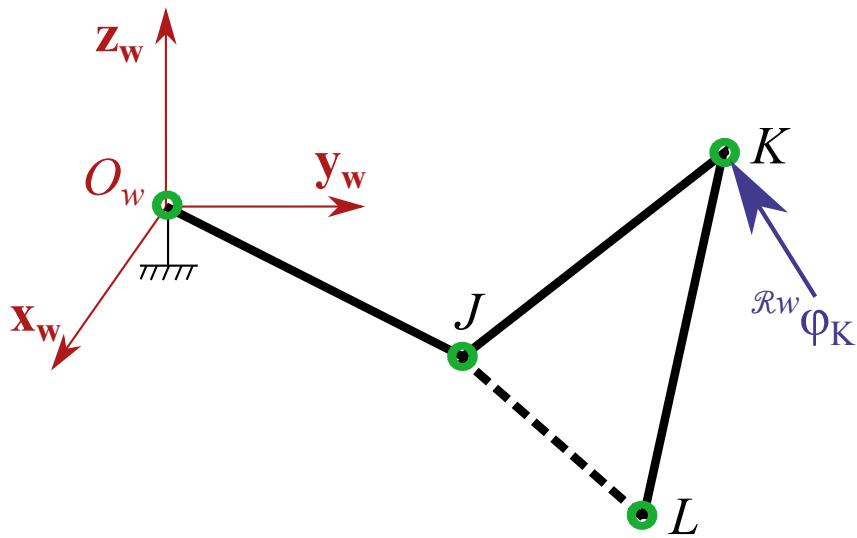


FIGURE 5.4 – Présentation des conditions aux limites pour la résolution du système global.

nous pouvons donc déterminer toutes les variables statiques (les efforts intérieurs et les déplacements élémentaires) en utilisant les conditions d'équilibre.

La prise en compte des conditions aux limites au niveau des nœuds, passe d'abord par l'introduction des valeurs correspondantes dans l'équation de dépendance linéaire globale :

$$\mathcal{R}_w \rho_g = \mathcal{R}_w K^g \mathcal{R}_w \varphi_g \quad (5.17)$$

Notre objectif est de déterminer les déplacements de l'effecteur d'un mécanisme en fonction de déplacements imposés. Les nœuds attachés au bâti correspondent à des conditions d'appui de type déplacement nul. De ce fait, les lignes et les colonnes de la matrice de rigidité globale correspondant à ces nœuds sont supprimées. Les éléments du vecteur déplacements et vecteur forces correspondant à ces conditions aux limites sont également supprimés.

La relation de dépendance linéaire, qui relie les forces aux déplacements en intégrant les conditions aux limites (présentées en rouge) est donnée par l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} \mathcal{R}_w \rho_{O_w} \\ 0_{6 \times 1} \\ \mathcal{R}_w \rho_K \\ 0_{6 \times 1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_w K_{11}^{O_w,J} & \mathcal{R}_w K_{12}^{O_w,J} & 0_6 & 0_6 \\ \mathcal{R}_w K_{21}^{O_w,J} & \mathcal{R}_w K_{22}^{O_w,J} + \mathcal{R}_w K_{11}^{J,K} + \mathcal{R}_w K_{11}^{J,L} & \mathcal{R}_w K_{12}^{J,K} & \mathcal{R}_w K_{12}^{J,L} \\ 0_6 & \mathcal{R}_w K_{21}^{J,K} & \mathcal{R}_w K_{22}^{J,K} + \mathcal{R}_w K_{11}^{K,L} & \mathcal{R}_w K_{12}^{K,L} \\ 0_6 & \mathcal{R}_w K_{21}^{J,L} & \mathcal{R}_w K_{21}^{K,L} & \mathcal{R}_w K_{22}^{K,L} + \mathcal{R}_w K_{22}^{J,L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0_{6 \times 1} \\ \mathcal{R}_w \varphi_J \\ \mathcal{R}_w \varphi_K \\ \mathcal{R}_w \varphi_L \end{bmatrix} \quad (5.18)$$

Cette relation permet de déterminer directement les déplacements nodaux inconnus présentés en jaune dans l'équation 5.18 [Sigmund, 2001]. Cela revient à résoudre un système linéaire avec autant de variables que d'inconnus. La matrice de rigidité $\mathcal{R}_w K^g$ est carrée, creuse et inversible ce qui facilite la résolution de l'équation 5.18.

5.3.5/ SYNTHÈSE

La méthode de modélisation cinétostatique présentée permet de déterminer la déformation d'une structure en réponse à des déplacements imposés peut être récapitulée selon les étapes suivantes :

1. décomposer la structure en éléments partiels (déformables et rigides) ;
2. déterminer les matrices de rigidité de chaque élément exprimé dans son repère local ;
3. exprimer chaque matrice de rigidité dans un seul repère global ;
4. assembler les matrices de rigidité élémentaires ;
5. écrire le système d'équations de dépendance linéaire ;
6. intégrer les conditions aux limites dans le système ;
7. résoudre le système d'équations global pour déterminer les déplacements nodaux.

5.4/ MODÉLISATION ÉLASTIQUE D'UN MÉCANISME PARALLÈLE

Nous avons appliqué le processus de modélisation du comportement élastique présenté dans la section précédente à une structure parallèle à trois articulations élastiques. Le mécanisme est composé de 9 éléments et donc de 10 noeuds mobiles à 6 DDL chacun. Dans le cadre d'une première évaluation de la méthode, les différents éléments considérés comme étant des poutres déformables, sont encastrés entre eux.

5.4.1/ DÉCOMPOSITION DE LA STRUCTURE

La méthode de modélisation proposée consiste à décomposer le mécanisme en éléments poutres. L'assemblage entre ces différents éléments peut se faire en parallèle ou en série. L'objectif de cette étude est d'estimer les performances de la méthode utilisant un mécanisme parallèle simple.

La modélisation de la structure présentée dans la figure 5.5 fait apparaître deux types d'éléments différents, à savoir :

- les bras en bleu sont des tiges carrées en silicium ;
- les éléments en rouge sont des cubes élastiques en PDMS.

Les notations indicielles des noeuds sont choisies en prenant en compte l'ordre de chaque jambe ainsi que l'indice des éléments. Les trois jambes sont identiques et disposées en symétrie angulaire de 120°.

5.4.2/ MATRICE DE RIGIDITÉ DE CHAQUE ÉLÉMENT DANS SON REPÈRE LOCAL

Chaque élément de la structure est représenté dans le repère local attaché à un noeud. Les paramètres géométriques et mécaniques des différents éléments constitutifs du mécanisme sont fournis dans le tableau 5.2.

Sur la base de ces différents paramètres, les matrices de rigidité $\mathcal{R}_i \mathbf{K}^{si1}$, $\mathcal{R}_i \mathbf{K}^{si2}$ et $\mathcal{R}_i \mathbf{K}^{pi}$ pour $i = 1, 2, 3$, exprimées dans leurs repères locaux respectifs sont déterminées comme détaillé au paragraphe 5.3.2.3.

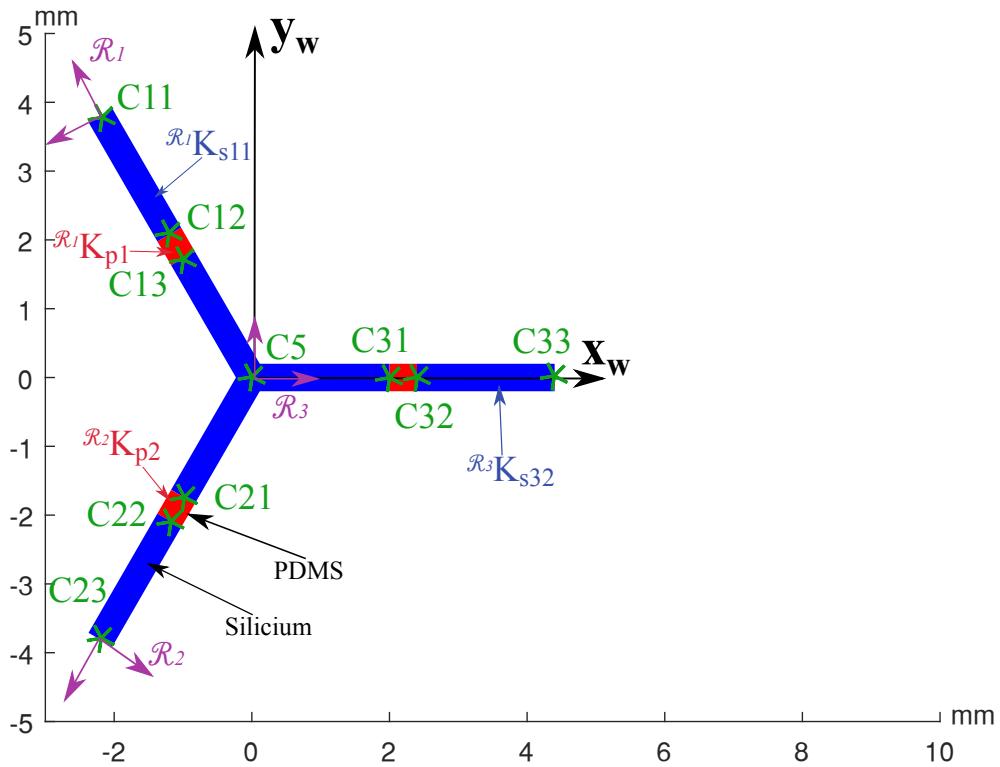


FIGURE 5.5 – Modélisation d'un mécanisme parallèle avec trois articulations élastiques.

TABLE 5.2 – Paramètres géométriques et mécaniques des éléments de la structure.

	Bras en silicium	Cube en PDMS
Longueur (mm)	$l_s=2$	$l_p=0.4$
Aire de la section droite (mm^2)	$s_s = 0.4 \times 0.4$	$s_p = 0.4 \times 0.4$
Module d'Young (Pa)	$E_s = 160 \times 10^9$	$E_p = 1.4 \times 10^6$
Coefficient de Poisson	$\nu_s=0.26$	$\nu_p=0.499$
Module de Coulomb (N/m^2)	$G_s = \frac{E_s}{2(1+\nu_s)}$	$G_p = \frac{E_p}{2(1+\nu_p)}$
Moment quadratique (m^4)	$I_{ys} = I_{zs} = s_s^2/12$	$I_{yp} = I_{zp} = s_p^2/12$
Moment polaire (m^4)	$J_s = s_s^2/6$	$J_p = s_p^2/6$

5.4.3/ ÉCRITURE DES MATRICES DE RIGIDITÉ DANS UN REPÈRE DE BASE

Pour une chaîne cinématique i , les éléments constituants sont supposés colinéaires dans la position d'origine, une seule matrice de passage $\mathcal{R}_w \mathbf{P}^i$ est donc attribuée.

La matrice de rigidité des éléments en silicium s'écrit donc dans le repère de base par :

$$\mathcal{R}_w \mathbf{K}^{si} = (\mathcal{R}_w \mathbf{P}^i)^{-1} \mathcal{R}_i \mathbf{K}^{si} \mathcal{R}_w \mathbf{P}^i \quad (5.19)$$

Les matrices de rigidité des éléments en PDMS sont obtenues en suivant la même procédure.

5.4.4/ ASSEMBLAGE DES MATRICES DE RIGIDITÉ, DES VECTEURS FORCES ET DÉPLACEMENTS NODAUX

5.4.4.1/ ASSEMBLAGE DES MATRICES DE RIGIDITÉ

Le mécanisme étudié, donné dans la figure 5.5, est défini à partir de 10 nœuds. La matrice de rigidité globale est donc de dimension 60×60 . L'assemblage de cette matrice prend en considération les attachements séries et parallèles entre les différents éléments. Elle peut être exprimée en fonction des matrices $\mathcal{R}_w \mathbf{K}^{si}$ et $\mathcal{R}_w \mathbf{K}^{pi}$ de la façon suivante :

$$\mathcal{R}_w \mathbf{K}_g = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^g & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^g \\ \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^g & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^g \end{bmatrix} \quad (5.20)$$

où

$$\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^g = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{s11} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{s11} & 0_6 & 0_6 & 0_6 \\ \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{s11} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{s11} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{p1} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{p1} & 0_6 & 0_6 \\ 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{p1} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{p1} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{s12} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{s12} & 0_6 \\ 0_6 & 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{s12} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{s12} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{s21} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{s31} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{s31} \\ 0_6 & 0_6 & 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{s31} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{s31} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{p3} \end{bmatrix} \quad (5.21)$$

$$\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^g = \begin{bmatrix} 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 \\ 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 \\ 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 \\ 0_6 & 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{s21} & 0_6 & 0_6 \\ \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{p3} & 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 \end{bmatrix} \quad (5.22)$$

$$\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^g = \begin{bmatrix} 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{p3} \\ 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 \\ 0_6 & 0_6 & 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{s21} & 0_6 \\ 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 \\ 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 & 0_6 \end{bmatrix} \quad (5.23)$$

$$\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^g = \begin{bmatrix} \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{p3} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{s32} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{s32} & 0_6 & 0_6 & 0_6 \\ \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{s32} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{s32} & 0_6 & 0_6 & 0_6 \\ 0_6 & 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{s21} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{p2} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{p2} & 0_6 \\ 0_6 & 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{p2} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{p2} + \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{11}^{s22} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{s22} \\ 0_6 & 0_6 & 0_6 & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{s22} & \mathcal{R}_w \mathbf{K}_{22}^{s22} \end{bmatrix} \quad (5.24)$$

L'ordre de la numérotation des nœuds prescrit la manière d'assemblage des matrices de rigidité des différents éléments de la structure. Cet ordre a conduit à un empilement sur la diagonale de la matrice des différents termes. Les deux sous-matrices de rigidité $\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{12}^{s21}$ et $\mathcal{R}_w \mathbf{K}_{21}^{s21}$ ne sont pas situées sur la diagonale pour des raisons de couplage force-déplacement au niveau de l'assemblage en parallèle des trois jambes dans le nœud C_5 .

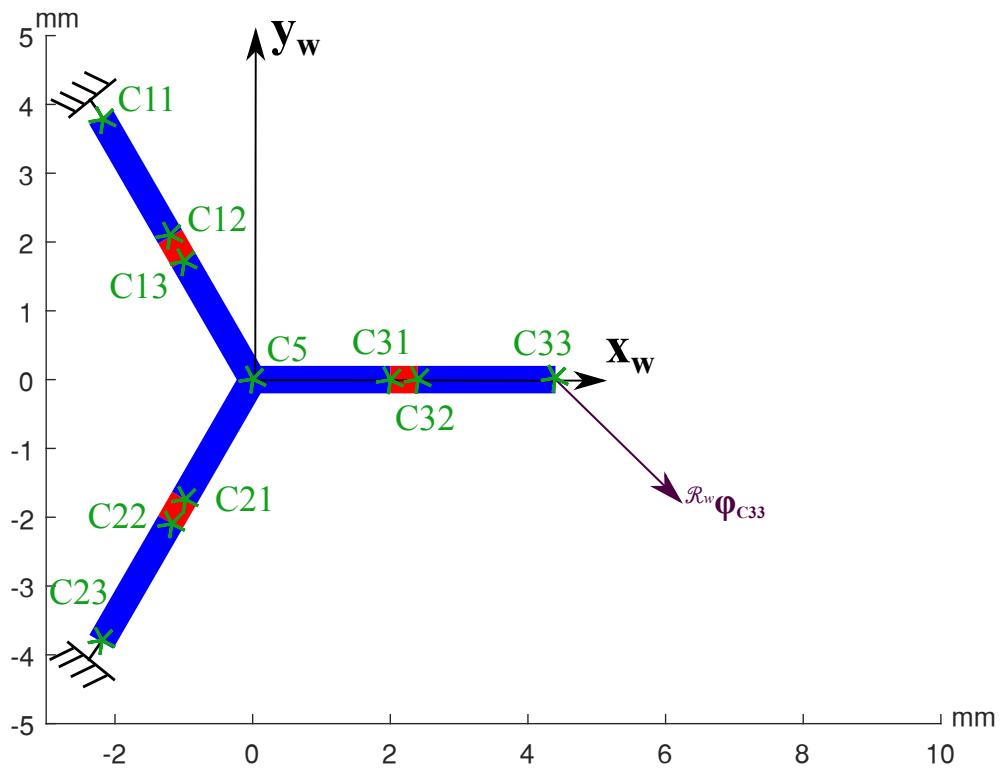


FIGURE 5.6 – Présentation des conditions aux limites pour la modélisation.

5.4.4.2/ DÉTERMINATION DES VECTEURS FORCES ET DÉPLACEMENT NODAUX

Respectant l'ordre des nœuds choisis pour l'assemblage de la matrice de rigidité globale, les vecteurs forces et déplacements sont définis respectivement comme suit :

$$\mathcal{R}_w \rho_g = [\mathcal{R}_w \rho_{C11} \mathcal{R}_w \rho_{C12} \mathcal{R}_w \rho_{C13} \mathcal{R}_w \rho_{C5} \mathcal{R}_w \rho_{C31} \mathcal{R}_w \rho_{C32} \mathcal{R}_w \rho_{C33} \mathcal{R}_w \rho_{C21} \mathcal{R}_w \rho_{C22} \mathcal{R}_w \rho_{C23}]^t \quad (5.25)$$

$$\mathcal{R}_w \varphi_g = [\mathcal{R}_w \varphi_{C11} \mathcal{R}_w \varphi_{C12} \mathcal{R}_w \varphi_{C13} \mathcal{R}_w \varphi_{C5} \mathcal{R}_w \varphi_{C31} \mathcal{R}_w \varphi_{C32} \mathcal{R}_w \varphi_{C33} \mathcal{R}_w \varphi_{C21} \mathcal{R}_w \varphi_{C22} \mathcal{R}_w \varphi_{C23}]^t \quad (5.26)$$

5.4.4.3/ PRISE EN COMPTE DES CONDITIONS AUX LIMITES

L'étude de comportement élastique du mécanisme est réalisée en statique pour une configuration donnée. Afin de visualiser la déformation de la structure en réponse à un déplacement imposé, deux encastrements sont pris en compte dans la simulation. Les encastrements sont définis au niveau des nœuds C_{11} et C_{23} (voir figure 5.6). L'intégration de ces conditions s'effectue par la suppression des lignes et colonnes correspondant à ces nœuds dans la matrice de rigidité globale $\mathcal{R}_w \mathbf{K}_g$.

Ces conditions aux limites sont prises en compte au niveau des vecteurs forces et déplacements nodaux par la suppression des éléments correspondant aux nœuds C_{11} et C_{23} . Elles ont permis donc d'avoir un nouveau système pour la relation forces-déplacements. Pour évaluer la méthode proposée, des valeurs pour les éléments du vecteur déplacement au niveau du nœud C_{33} sont introduites dans la simulation.

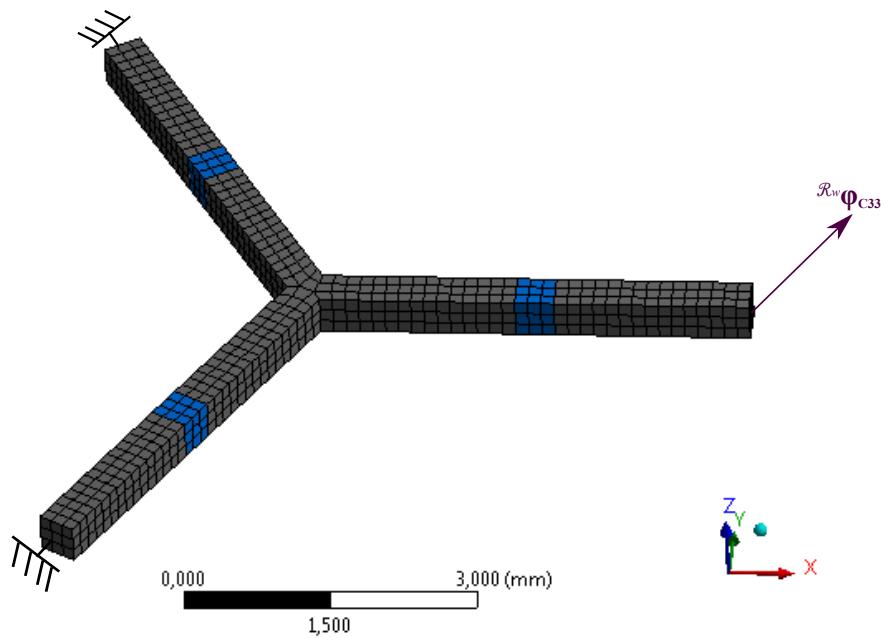


FIGURE 5.7 – Conception du mécanisme parallèle pour la SEF.

5.5/ ÉVALUATION DE LA MÉTHODE DE MODÉLISATION

L'évaluation de la méthode proposée est déterminée sur la base d'une comparaison des résultats obtenus par la mise en œuvre de ce modèle avec ceux obtenus via un modèle réalisé par le logiciel de calcul de structures par éléments finis ANSYS™. Le mécanisme parallèle proposé est pris comme exemple pour la comparaison.

5.5.1/ MODÈLE ÉLÉMENTS FINIS

La conception du mécanisme est réalisée sur SolidWorks™. Elle est ensuite exportée vers le logiciel ANSYS™ pour les simulations statique de la structure. Les liaisons entre les différents éléments sont considérées rigides. Les paramètres géométriques ainsi que les liaisons entre les éléments sont introduits dans la phase conception, alors que les paramètres mécaniques sont pris en compte lors de la simulation cinétostatique. Les conditions aux limites sont ensuite ajoutées comme illustré dans la figure 5.7.

5.5.2/ COMPARAISON AVEC LE MODÈLE ÉLÉMENTS FINIS

Les résultats obtenus avec le logiciel ANSYS™ sont comparés à ceux obtenus utilisant le modèle analytique du mécanisme parallèle. Afin d'avoir un comportement proche à la réalité, le modèle choisi pour les SEF est non-linéaire avec de larges déformations [Kohnke, 1982].

L'analyse consiste à imposer un déplacement au niveau du nœud C33 et à fixer ses orientations à zéro. Le vecteur déplacement $R_w \phi_{C33}$ contient des translations égales selon les trois axes x_w , y_w et z_w commençant de 0.01mm jusqu'à 0.1mm avec un incrément de

0.01mm pour chaque itération.

$$\mathcal{R}_w \varphi_{C33} = [\mathcal{R}_w d_{x_{C33}} \mathcal{R}_w d_{y_{C33}} \mathcal{R}_w d_{z_{C33}} 0 0 0]^t \quad (5.27)$$

Les résultats de cette simulation donnent les déplacements élastiques en translation des repères affectés aux nœuds $C32$, $C31$, $C5$, $C13$ et $C21$ dus aux déplacements effectués au nœud $C33$. Ces résultats sont donnés respectivement dans les figures 5.8, 5.9, 5.10, 5.11 et 5.12 .

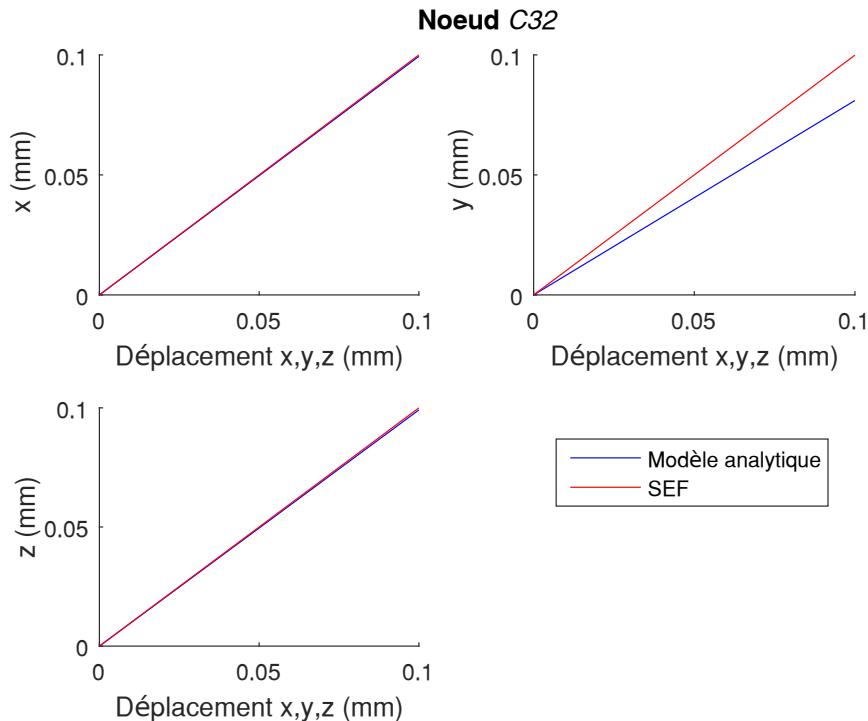


FIGURE 5.8 – Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS™ au niveau du nœud $C32$.

Les figures obtenues montrent une certaine corrélation entre le modèle proposé et les SEF. Cependant, les séries de mesures font apparaître la non-linéarité du modèle par éléments finis, notamment sur la figure 5.10. Les résultats concernant les déplacements du nœud $C32$ selon l'axe y_w montrent une différence entre les deux modèles due à la flexion de la poutre ($C32, C33$).

La méthode analytique a été programmée sous MATLAB™ et exécutée sur un ordinateur de processeur Intel® Core i5-4590 et de 8Go de RAM. Le temps de calcul pour la première itération où la matrice de rigidité globale est calculée est de 46ms. Alors que la SEF nécessite un temps supérieur à 20s pour réaliser la même simulation.

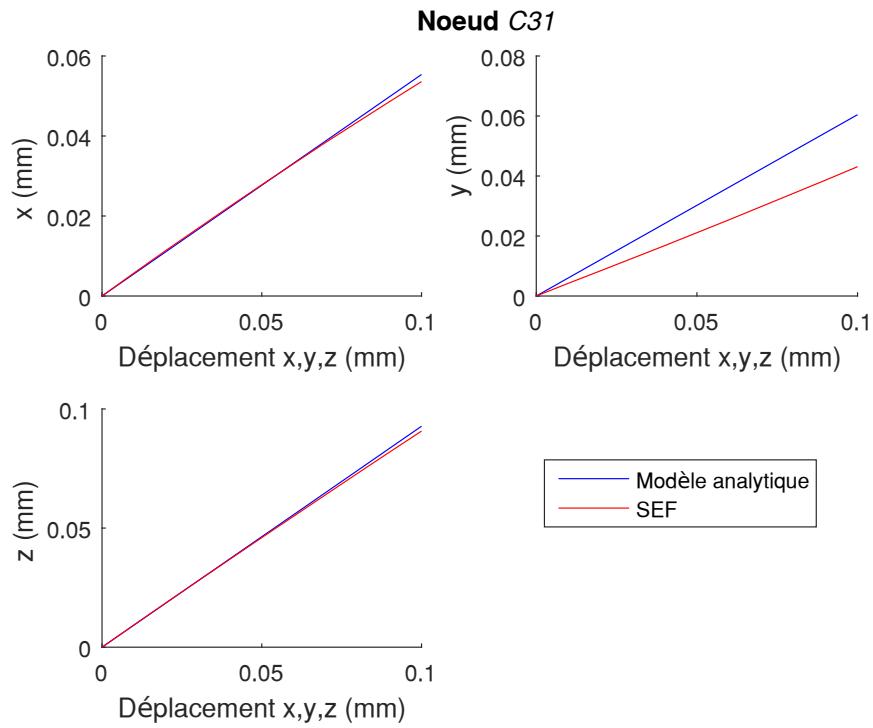


FIGURE 5.9 – Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS™ au niveau du nœud C31.

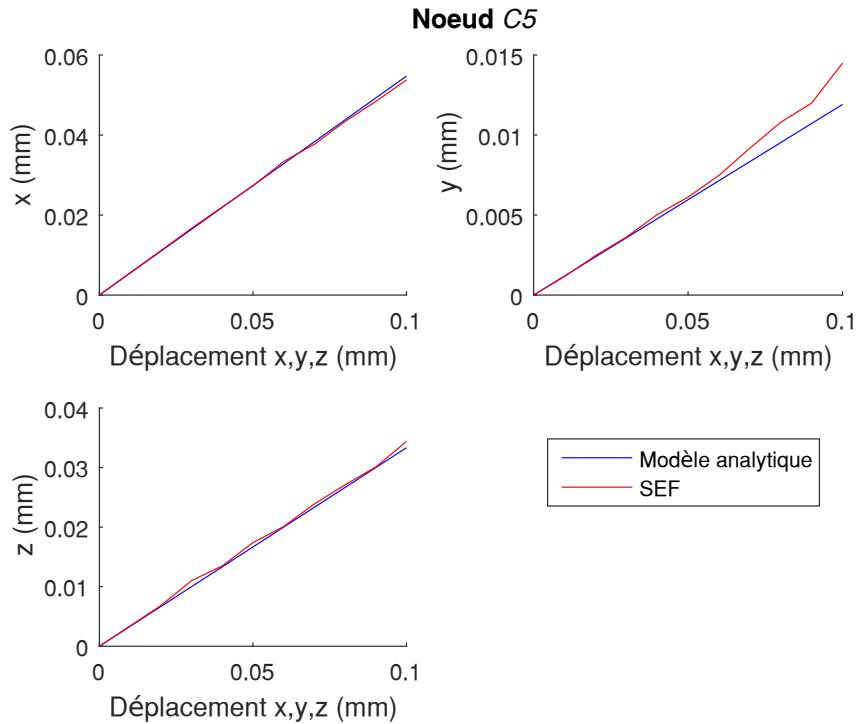


FIGURE 5.10 – Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS™ au niveau du nœud C5.

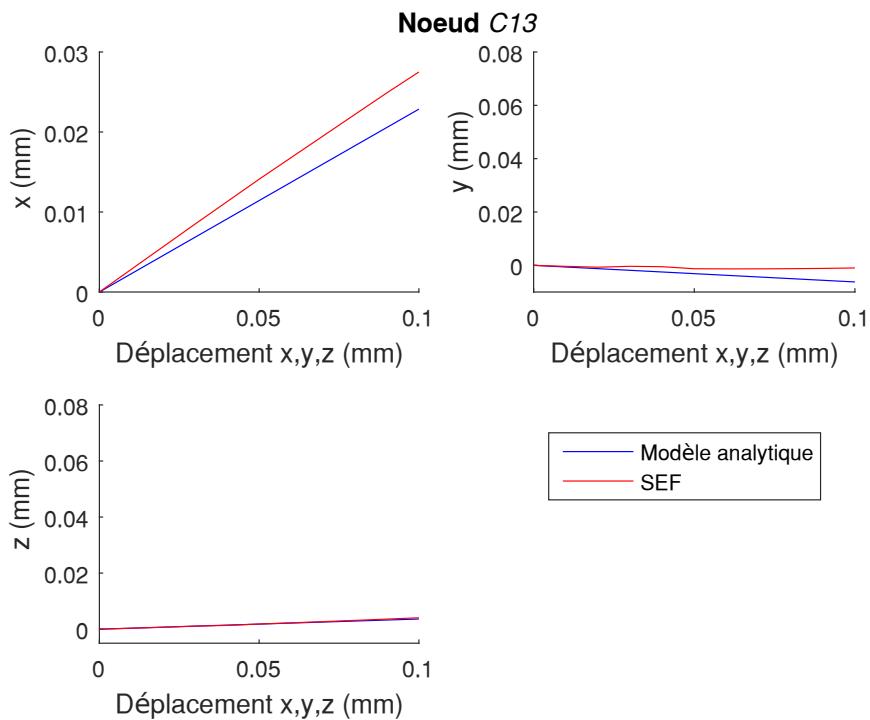


FIGURE 5.11 – Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS™ au niveau du nœud C13.

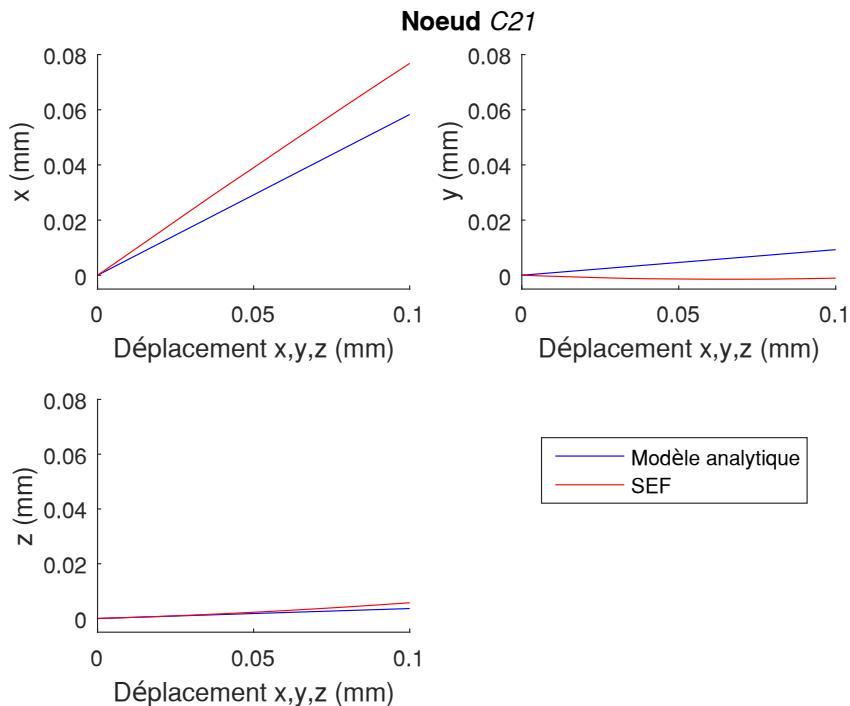


FIGURE 5.12 – Comparaison entre les résultats obtenus avec le modèle analytique et ceux obtenus avec ANSYS™ au niveau du nœud C21.

5.6/ CONCLUSION

Dans ce chapitre, une approche analytique fondée sur la théorie des poutres d'Euler–Bernoulli pour l'analyse de la rigidité des structures élastiques a été détaillée. Cette méthode se caractérise par le faible nombre de nœuds caractéristiques pour discrétiser une structure en comparaison avec la méthode SEF. Elle présente donc l'avantage d'être généralisable à toutes les structures avec des éléments constituants à formes géométriques simples.

L'évaluation de cette méthode est réalisée via une comparaison des résultats issus du modèle analytique avec ceux obtenus par SEF (ANSYSTM) des déformations appliqués sur un mécanisme parallèle. Les résultats de comparaison ont montré la pertinence de l'approche utilisée.

Cette approche peut être améliorée, à court terme, par l'emploi des modèles plus adaptés et plus performants. À plus long terme, la prise en compte des effets de bord au voisinage des nœuds sollicités ainsi que l'intégration du comportement non-linéaire des élastomères dans le modèle apportera certainement un gain de précision pour la commande. Cependant, le temps de calcul pour chaque itération sera plus long.

Nous envisageons, à court terme, l'intégration d'un des modèles du comportement cinéstatique (Mooney, Rivlin ou Gent-Thomas) dans la méthode proposée ce qui permettra de prendre en compte le comportement non-linéaire et viscoélastiques des élastomères pour de larges déformations. Ces modèles pourront être implémentés pour la commande en position ou en force du micromanipulateur en temps réel.

6

CONCEPTION ET RÉALISATION D'UN POIGNET SPHÉRIQUE (VARIANTE À 4 DDL)

Sommaire

6.1	Introduction	120
6.2	Cinématique de la structure robotique	121
6.3	Modélisation géométrique et cinématique du poignet sphérique	122
6.3.1	Modèle géométrique inverse	122
6.3.2	Matrice jacobienne cinématique	123
6.4	Analyse cinématique et des mobilités	123
6.4.1	Étude de mobilité par la théorie des torseurs	123
6.4.1.1	Actionneurs libres et mobilités du mécanisme	123
6.4.1.2	Actionneurs bloqués et équations de contraintes résultantes	125
6.4.1.3	Description des singularités	128
6.4.2	Matrice jacobienne cinématique avec la théorie des torseurs	128
6.5	Conception, fabrication et commande d'un démonstrateur	130
6.5.1	Conception du poignet sphérique	130
6.5.2	Fabrication et commande du poignet sphérique à l'échelle 3	131
6.6	Conclusion	133

Une nouvelle structure robotique parallèle est introduite dans ce chapitre. Elle est caractérisée par son architecture parallèle à plateforme pliable et ses trois mobilités en rotations. Ce robot est destiné à des applications de manipulation pour la chirurgie minimalement invasive. Une étude de contraintes utilisant la théorie des torseurs est réalisée sur le mécanisme afin de valider ses mobilités. Quelques singularités sont identifiées lors de cette analyse. Ensuite, la matrice jacobienne cinématique est déterminée employant la théorie des torseurs. Enfin, un démonstrateur est fabriqué utilisant une machine d'impression 3D pour valider le concept à travers une commande en position.

6.1/ INTRODUCTION

Dans le domaine de la santé, les robots sont de plus en plus présents dans les blocs opératoires notamment pour réaliser des chirurgies de moins en moins invasive. Les enjeux sont de réduire le temps d'hospitalisation et de diminuer le risque de complications. Selon le type d'opération, plusieurs méthodes d'intervention [Renevier et al., 2017][Hanna et al., 2014] existent utilisant des robots de différentes architectures et DDL [Leveillee et al., 2011] [Vitiello et al., 2013] [Noel et al., 2014] [Can et al., 2012].

Tout au long de cette thèse, nous avons présenté un nouveau RPPC à sept DDL ayant pour objectif de manipuler des objets dans un format compact et miniaturisable. La particularité de ce manipulateur est sa plateforme pliable assurant la préhension. Cependant, dans certaines applications, l'ensemble de mobilités nécessaires est limité à quelques rotations comme pour le cas de l'optique adaptative ou à des translations comme les applications de "prise et dépose".

L'un des robots les plus connus dans le domaine de la chirurgie minimalement invasive est le Da-Vinci de la société Intuitive Surgical. Pour opérer, son instrument fixé sur un élément rigide est introduit à l'intérieur du corps humain. En effet, chacun de ses instruments possède trois DDL (deux rotations et une préhension/coupe). Les translations sont assurées par un système robotique macrométrique situé à l'extérieur du corps humain pour avoir accès à des endroits spécifiques. Plusieurs systèmes robotiques pour la chirurgie minimalement invasive proposés emploient le même principe de fonctionnement [Dahroug et al., 2018]. La figure 6.1, par exemple, présente un instrument pour la microchirurgie rétinienne à deux DDL en rotation [He et al., 2015b]. Pour améliorer sa dextérité, ce robot IRIS (*Integrated Robotic Intraocular Snake*) est monté sur un porteur robotique.

Pour répondre à ce besoin de manipulation, un manipulateur parallèle à quatre DDL a été imaginé en s'inspirant du robot à sept DDL. Il est destiné à des applications de manipulation dans des endroits confinés comme le corps humain. Ce robot possède les trois mobilités en rotation ainsi que la préhension intégrée, l'objectif étant d'avoir une structure miniaturisable avec un actionnement déporté. Ainsi, la plateforme configurable supporte deux doigts d'une pince ou de ciseaux pour saisir/couper des objets. Les translations seront donc assurées par un système robotique extérieur.

La structure cinématique est détaillée dans la première partie de ce chapitre. Ensuite, le modèle géométrique et la matrice jacobienne cinématique sont développés en employant des méthodes géométriques. Puis, une étude de contraintes appliquées sur la

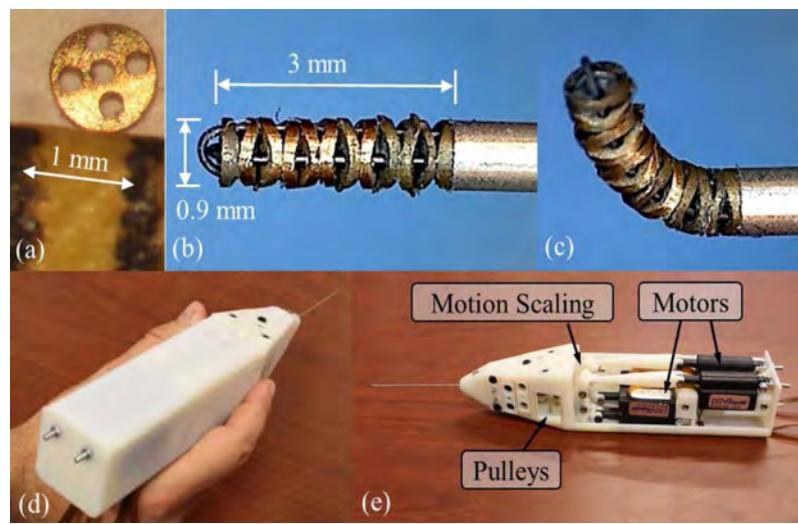


FIGURE 6.1 – Robot IRIS à deux DDL pour la microchirurgie rétinienne [He et al., 2015b].

plateforme pliable est détaillée afin de valider les différentes mobilités du mécanisme. Quelques positions singulières sont identifiées lors de cette analyse. Enfin, une validation expérimentale est effectuée à l'aide d'un démonstrateur fabriqué en impression 3D et quatre servomoteurs.

6.2/ CINÉMATIQUE DE LA STRUCTURE ROBOTIQUE

Ce poignet sphérique est donc conçu pour être inséré dans des endroits confinés (corps humain, exploration et intervention intratubulaire, etc.). En effet, il doit être capable de générer toutes les rotations ainsi que la fonction de préhension dans une structure compacte et simple. La structure cinématique et le graphe d'agencement du nouveau poignet sphérique sont décrits dans la figure 6.2.

La structure de ce poignet est composée de quatre jambes mobiles attachées d'une part à un actionneur et d'autre part à une partie de la plateforme pliable. Une jambe centrale encastrée sur la base fixe et attachée à l'une de deux parties de la plateforme à travers une liaison sphérique. Elle permet de contraindre toutes les translations de l'effecteur.

Nous avons repris les mêmes notations définies pour le RPPC à sept DDL. Les points A_i ($i=1..4$) sont les centres des articulations sphériques attachées à la plateforme pliable, alors que chaque articulation B_i ($i=1..4$) est attachée à chaque actionneur q_{a_i} .

La pose du robot peut être définie par :

- les trois angles de rotation d'Euler (α, β, γ) qui définissent l'orientation du repère \mathcal{R}_p par rapport au \mathcal{R}_w (ou toute autre représentation) ;
- l'angle θ qui représente symétriquement l'orientation d'une partie de la plateforme par rapport au plan $(P, \mathbf{x}_P, \mathbf{y}_P)$. L'angle d'ouverture de la pince est donc 2θ .

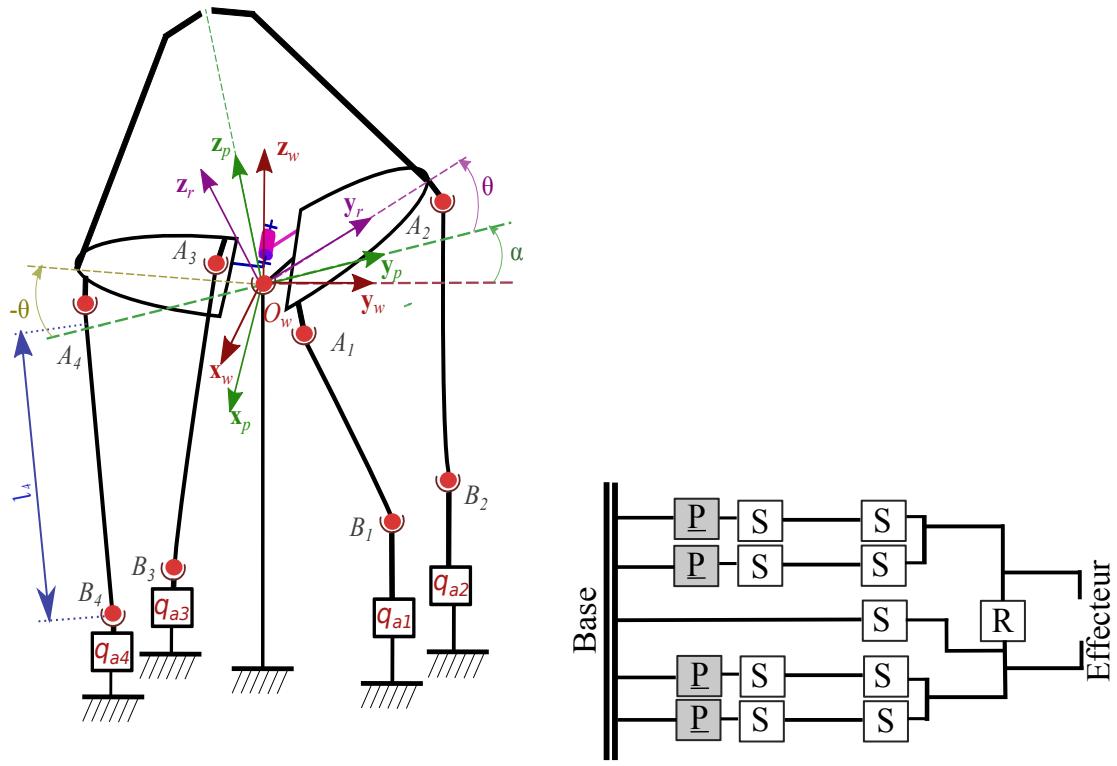


FIGURE 6.2 – Présentation du poignet sphérique à quatre DDL à plateforme configurable.

6.3/ MODÉLISATION GÉOMÉTRIQUE ET CINÉMATIQUE DU POIGNET SPHÉRIQUE

6.3.1/ MODÈLE GÉOMÉTRIQUE INVERSE

Le principe d'obtention du modèle géométrique inverse repose sur la même méthode que celle donnée en 2.1 du chapitre 2 :

$$\|\overrightarrow{A_i B_i}\|^2 = l_i^2 \quad \text{avec} \quad i = 1..4 \quad (6.1)$$

Les positions des points A_i dans le repère de base \mathcal{R}_w sont exprimées par :

$$\begin{cases} {}^w A_i = {}^w \mathbf{R}_{pd} {}^{pd} A_i + {}^w P = {}^w \mathbf{R}_p {}^p \mathbf{R}_{pd} {}^{pd} A_i & \text{avec } i = 1 \text{ et } 2 \\ {}^w A_i = {}^w \mathbf{R}_{pg} {}^{pg} A_i + {}^w P = {}^w \mathbf{R}_p {}^p \mathbf{R}_{pg} {}^{pg} A_i & \text{avec } i = 3 \text{ et } 4 \end{cases} \quad (6.2)$$

Dans cette modélisation, les actionneurs q_{ai} sont également linéaires et se déplacent verticalement selon l'axe z_w . Les positions des points B_i dans le repère de base \mathcal{R}_w sont donc exprimées par :

$${}^w B_i = {}^w B_{0i} + [0 \ 0 \ q_{ai}]^t \quad \text{avec} \quad i = 1..4 \quad (6.3)$$

Finalement, remplaçant les équations 6.2 et 6.3 dans 6.1, le système d'équations à résoudre s'écrit comme suit :

$$(x_{B_i} - x_{A_i})^2 + (y_{B_i} - y_{A_i})^2 + (z_{B_{0i}} + q_{ai} - z_{A_i})^2 = l_i^2 \quad \text{avec} \quad i = 1..4 \quad (6.4)$$

Nous retrouvons un système du second degré en q_i qui représente l'intersection d'une sphère avec une droite. Les solutions sont :

$$q_{a_i} = z_{A_i} - z_{B_{0i}} \pm \sqrt{l_i^2 - (x_{B_i} - x_{A_i})^2 - (y_{B_i} - y_{A_i})^2} \quad \text{pour } i = 1..4 \quad (6.5)$$

Le signe \pm correspond aux deux solutions possibles.

6.3.2/ MATRICE JACOBIENNE CINÉMATIQUE

La matrice jacobienne cinématique est obtenue par dérivation de l'équation de fermeture de boucle 6.1 par rapport au temps. Nous obtenons la relation linéaire classique liant les vitesses opérationnelles aux vitesses articulaires 6.6 :

$$\mathbf{J}_g \mathbf{t} = \mathbf{J}_d \dot{\mathbf{q}}_a \quad (6.6)$$

avec $\mathbf{t} = [\omega_p^T \ \omega_\theta]^T$ est le vecteur des vitesses instantanées de la plateforme et $\dot{\mathbf{q}}_a$ le vecteur des vitesses linéaires des actionneurs. $\mathbf{J}_{d,(4 \times 4)}$ et $\mathbf{J}_{g,(4 \times 4)}$ sont respectivement les matrices jacobienes cinématiques de type 1 et de type 2. Les deux matrices s'écrivent dans le repère \mathcal{R}_w sous la forme :

$$\mathbf{J}_g = \begin{bmatrix} \overrightarrow{A_1B_1} \wedge \overrightarrow{OA_1} & \overrightarrow{A_1B_1} \cdot (\mathbf{x}_p \wedge \overrightarrow{OA_1}) \\ \overrightarrow{A_2B_2} \wedge \overrightarrow{OA_2} & \overrightarrow{A_2B_2} \cdot (\mathbf{x}_p \wedge \overrightarrow{OA_2}) \\ \overrightarrow{A_3B_3} \wedge \overrightarrow{OA_3} & -\overrightarrow{A_3B_3} \cdot (\mathbf{x}_p \wedge \overrightarrow{OA_3}) \\ \overrightarrow{A_4B_4} \wedge \overrightarrow{OA_4} & -\overrightarrow{A_4B_4} \cdot (\mathbf{x}_p \wedge \overrightarrow{OA_4}) \end{bmatrix} \quad (6.7)$$

$$\mathbf{J}_d = \begin{bmatrix} \overrightarrow{A_1B_1} \cdot \mathbf{z}_w & \dots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & \overrightarrow{A_4B_4} \cdot \mathbf{z}_w \end{bmatrix} \quad (6.8)$$

Ainsi, la matrice jacobienne cinématique du nouveau poignet sphérique s'écrit sous la forme :

$$\mathbf{J} = \mathbf{J}_g^{-1} \mathbf{J}_d \quad (6.9)$$

6.4/ ANALYSE CINÉMATIQUE ET DES MOBILITÉS

Dans cette partie, nous allons étudier les mobilités et déterminer la matrice jacobienne cinématique du poignet sphérique avec la théorie des torseurs en reprenant les mêmes étapes détaillées dans le chapitre 2.

6.4.1/ ÉTUDE DE MOBILITÉ PAR LA THÉORIE DES TORSEURS

6.4.1.1/ ACTIONNEURS LIBRES ET MOBILITÉS DU MÉCANISME

Chaque jambe de la structure cinématique est constituée d'une liaison glissière et deux liaisons sphériques (converties en six liaisons pivots) comme illustré dans la figure 6.3.

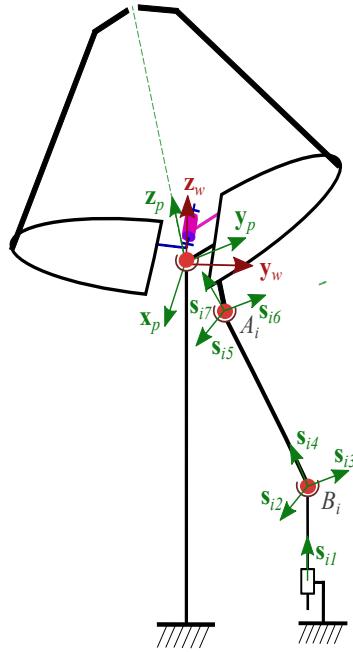


FIGURE 6.3 – Représentation schématique des vecteurs directeurs de la jambe i du poignet sphérique.

Nous associons à chaque liaison un torseur cinématique unitaire $\hat{\xi}_{ij}$ pour $i=1..4$ et $j=1..7$ dont :

$$\hat{\xi}_{\infty i1} = \begin{bmatrix} 0 \\ \mathbf{s}_{i1} \end{bmatrix}, \quad \hat{\xi}_{0i2} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i2} \\ \mathbf{r}_{B_i} \times \mathbf{s}_{i2} \end{bmatrix}, \quad \hat{\xi}_{0i3} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i3} \\ \mathbf{r}_{B_i} \times \mathbf{s}_{i3} \end{bmatrix}, \quad \hat{\xi}_{0i4} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i4} \\ \mathbf{r}_{B_i} \times \mathbf{s}_{i4} \end{bmatrix}, \quad \hat{\xi}_{0i5} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i5} \\ \mathbf{r}_{A_i} \times \mathbf{s}_{i5} \end{bmatrix},$$

$$\hat{\xi}_{0i6} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i6} \\ \mathbf{r}_{A_i} \times \mathbf{s}_{i6} \end{bmatrix}, \text{ et } \hat{\xi}_{0i7} = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i7} \\ \mathbf{r}_{A_i} \times \mathbf{s}_{i7} \end{bmatrix}, \text{ pour } i = 1..4$$

où \mathbf{s}_{ij} est un vecteur unitaire associé à la jambe i et attaché à la liaison j . Les directions des vecteurs \mathbf{s}_{ij} sont définies comme suit : $\mathbf{s}_{i1} = [0 \ 0 \ 1]^t$, $\mathbf{s}_{i4} = \mathbf{s}_{i7} = \frac{\mathbf{r}_{Ai} - \mathbf{r}_{Bi}}{\|\mathbf{r}_{Ai} - \mathbf{r}_{Bi}\|}$, \mathbf{s}_{i2} et \mathbf{s}_{i3} forment un plan $(B_i, \mathbf{s}_{i2}, \mathbf{s}_{i3})$ dont \mathbf{s}_{i4} est le vecteur normal et $\mathbf{s}_{i4} = \mathbf{s}_{i2} \wedge \mathbf{s}_{i3}$, et enfin \mathbf{s}_{i5} et \mathbf{s}_{i6} forment un plan $(A_i, \mathbf{s}_{i5}, \mathbf{s}_{i6})$ dont \mathbf{s}_{i7} est le vecteur normal et $\mathbf{s}_{i7} = \mathbf{s}_{i5} \wedge \mathbf{s}_{i6}$.

Les trois torseurs cinématiques de rotation liés à la liaison sphérique centrale sont :

$$\hat{\xi}_{0c1} = \begin{bmatrix} \mathbf{x}_p \\ 0 \end{bmatrix}, \quad \hat{\xi}_{0c2} = \begin{bmatrix} \mathbf{y}_p \\ 0 \end{bmatrix} \text{ et } \hat{\xi}_{0c3} = \begin{bmatrix} \mathbf{z}_p \\ 0 \end{bmatrix}.$$

Le torseur cinématique attaché à la liaison pivot de la plateforme est $\hat{\xi}_{0p} = \begin{bmatrix} \mathbf{x}_p \\ 0 \end{bmatrix}$.

Nous poursuivons les étapes déjà présentées dans le chapitre 2 et nous retrouvons le

système des torseurs d'efforts pour la partie gauche de la plateforme :

$$\mathcal{W}_g = \bigoplus_{i=3}^4 \mathcal{W}_i = \{\emptyset\}.$$

Le système des torseurs d'efforts de la partie droite est défini par :

$$\mathcal{W}_d = \bigoplus \{\mathcal{W}_1, \mathcal{W}_2, \mathcal{W}_c\}$$

où \mathcal{W}_c est le système des torseurs d'efforts réciproque au système des torseurs cinématiques de la liaison sphérique centrale ;

$$\mathcal{W}_c = \mathcal{T}_c^\perp$$

Mise à part la configuration singulière où \mathbf{s}_{i1} est perpendiculaire à \mathbf{s}_{i4} et A_i est confondu avec B_i , la partie gauche de la plateforme admet les six mobilités. Cependant, la partie droite est contrainte en translation et n'admet que les trois rotations.

Pour retrouver les mobilités globales du poignet sphérique, les deux parties de la plateforme sont liées par la liaison pivot. Le système d'équations est ainsi déduit :

$$\begin{cases} \mathcal{T}_d^f = (\mathcal{T}_d \oplus \hat{\xi}_{0p}) \cap \mathcal{T}_g \\ \mathcal{T}_g^f = (\mathcal{T}_g \oplus \hat{\xi}_{0p}) \cap \mathcal{T}_d \end{cases} \quad (6.10)$$

où \mathcal{T}_d^f et \mathcal{T}_g^f représentent respectivement les mobilités de la partie droite et gauche de la plateforme après l'assemblage de la structure.

La liaison pivot $\hat{\xi}_{0p}$ contraint cinq mouvements relatifs entre les deux parties de la plateforme et n'autorise que la rotation par rapport à son axe. Elle transmet ainsi les contraintes appliquées sur les éléments de l'effecteur. En somme, nous retrouvons toutes les mobilités de rotation ainsi que la rotation relative de la plateforme. Toutefois, les translations ne sont pas autorisées à cause de l'articulation centrale.

6.4.1.2/ ACTIONNEURS BLOQUÉS ET ÉQUATIONS DE CONTRAINTES RÉSULTANTES

Dans cette seconde partie, nous considérons que les actionneurs sont bloqués. Ils peuvent donc être remplacés par des encastrements comme illustrés dans la figure 6.4. Nous obtenons six torseurs cinématiques $\hat{\xi}_{ij}$ ($j = 2..7$) pour chaque jambe ($i = 1..4$) et $\hat{\xi}_{\infty i1}$ sera égal à zéro. L'objectif est de retrouver les systèmes des torseurs cinématiques de deux parties de la plateforme égaux à des ensembles vides.

Reprendons la démarche du chapitre 2, chaque jambe constraint la plateforme en translation selon l'axe \mathbf{s}_{i4} . Nous obtenons alors le torseur d'efforts correspondant à chaque jambe i :

$$\mathcal{W}_i = \mathcal{T}_i^\perp = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{i4} \\ \mathbf{r}_{A_i} \times \mathbf{s}_{i4} \end{bmatrix} \text{ pour } i = 1..4 \quad (6.11)$$

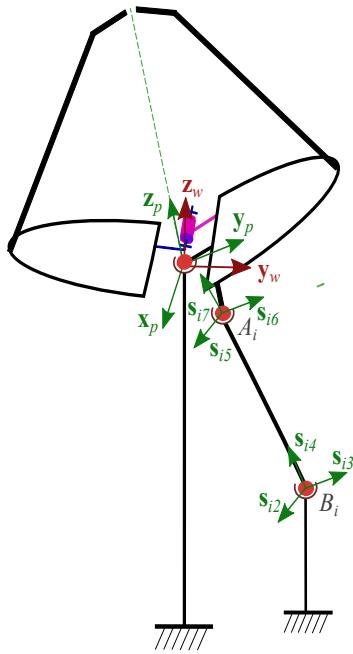


FIGURE 6.4 – Représentation schématique des vecteurs directeurs de la jambe i avec les actionneurs bloqués du poignet sphérique.

Trouvons maintenant les mobilités de chaque partie de la plateforme. Contrairement au RPPC à 7DDL, les deux parties ne sont pas identiques à cause de la présence de l'articulation centrale. Par conséquent, chaque partie est analysée séparément.

Pour la partie gauche de la plateforme, nous avons le système des torseurs d'efforts suivant :

$$\mathcal{W}_g = \bigoplus \left\{ \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{34} \\ \mathbf{r}_{A_3} \times \mathbf{s}_{34} \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{44} \\ \mathbf{r}_{A_4} \times \mathbf{s}_{44} \end{bmatrix} \right\} \quad (6.12)$$

Les mobilités de la partie gauche sont obtenues par la relation de réciprocité suivante :

$$\mathcal{T}_g = \mathcal{W}_g^\perp \quad (6.13)$$

Une dépendance linéaire entre les torseurs d'efforts du système \mathcal{W}_g est obtenue lorsque les vecteurs \mathbf{s}_{34} , \mathbf{s}_{44} et $\overrightarrow{A_3 A_4}$ sont colinéaires. Le rang du système \mathcal{W}_g diminue donc et le manipulateur sera dans une configuration de singularité.

Les torseurs cinématiques en translations réciproques aux forces du système \mathcal{W}_g ne seront pas traités ici puisque la jambe centrale bloque toutes les translations.

Cependant, pour les torseurs cinématiques en rotations réciproques à \mathcal{W}_g , il faut trouver les droites coplanaires aux deux droites formées par les torseur d'efforts \mathcal{W}_g . Ces dernières peuvent être concourantes ou gauches dans l'espace.

En effet, prenons une droite qui passe par un point d'une droite d_1 et un point d'une autre droite d_2 . En balayant tous les points de la droite d_2 , nous retrouvons un plan (voir figure 6.5). Si nous intégrons ces plans sur la longueur de la droite d_1 , un volume sera

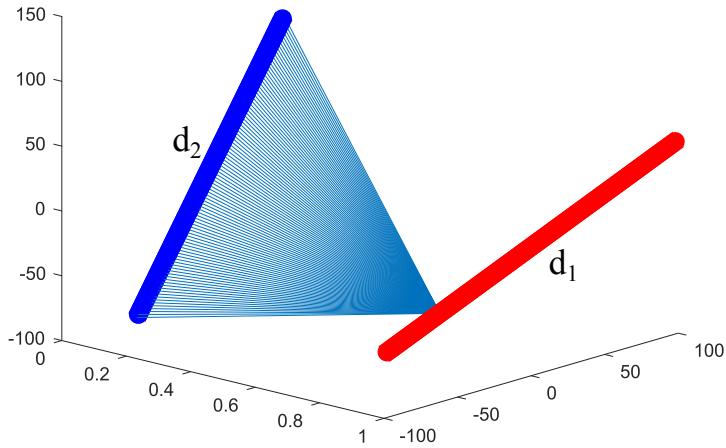


FIGURE 6.5 – Droites concourantes à une droite d_1 et un point sur la deuxième droite d_2 .

constitué. Les droites formant ce volume constituent les axes de rotation pour la partie gauche de la plateforme.

Lorsque les deux vecteurs s_{34} et s_{44} sont colinéaires nous trouvons, au lieu d'un volume, un plan constitué de droites passant par d_1 et d_2 . Ces droites représentent les axes de rotation que la demi-plateforme gauche admet comme mobilités.

Passons à la partie droite de la plateforme. Les contraintes appliquées sur cette partie sont,

$$\mathcal{W}_d = \bigoplus \left\{ \begin{bmatrix} s_{34} \\ \mathbf{r}_{A_3} \times s_{34} \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} s_{44} \\ \mathbf{r}_{A_4} \times s_{44} \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} \mathbf{x}_w \\ 0 \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} \mathbf{y}_w \\ 0 \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} \mathbf{z}_w \\ 0 \end{bmatrix} \right\} \quad (6.14)$$

Les mobilités de la partie droite sont obtenues par la relation de réciprocité suivante :

$$\mathcal{T}_d = \mathcal{W}_d^\perp \quad (6.15)$$

Dans le cas où les torseurs du système \mathcal{W}_d sont linéairement indépendants, un seul torseur cinématique réciproque est obtenu. Pour déterminer ce torseur cinématique de pas nul, nous devons trouver une droite coplanaire à cinq droites disposées aléatoirement. Cette étude s'avère complexe et nécessite une analyse détaillée.

Afin de vérifier que l'effecteur du poignet sphérique soit totalement contraint, la relation suivante devrait être vérifiée,

$$\begin{cases} \mathcal{T}_d^f = (\mathcal{T}_d \oplus \hat{\xi}_{0p}) \cap \mathcal{T}_g = \{\emptyset\} \\ \mathcal{T}_g^f = (\mathcal{T}_g \oplus \hat{\xi}_{0p}) \cap \mathcal{T}_d = \{\emptyset\} \end{cases} \quad (6.16)$$

Nous remarquerons que pour certaines configurations du poignet sphérique, la relation 6.16 n'est pas vérifiée. Dans ces configurations, le manipulateur gagne une mobilité et se retrouve donc dans une position singulière. Les singularités retrouvées sont présentées dans le tableau 6.1 et illustrées dans la figure 6.6.

TABLE 6.1 – Conditions de singularité du poignet sphérique à 4 DDL

Cas	Condition de singularité	Figure
1	$\mathbf{s}_{i1} \perp \mathbf{s}_{i4}$	6.6(a)
2	$\mathbf{s}_{m4}, \mathbf{s}_{n4}$ et $\overrightarrow{A_m A_n}$ sont colinéaires pour $m, n = 1..4$ et $m \neq n$	6.6(b)
3	tous les vecteurs \mathbf{s}_{ij} sont colinéaires pour $i = 1..4$	6.6(c)
4	deux droites (\mathcal{W}_i pour $i=1$ et 2 ou $i=3$ et 4) passent par la droite associée à la liaison pivot $\hat{\xi}_{0p}$.	6.6(d)

6.4.1.3/ DESCRIPTION DES SINGULARITÉS

Le cas 1 du tableau 6.1 présente une singularité serielle. Dans cette configuration le produit scalaire $\mathbf{s}_{i1} \cdot \mathbf{s}_{i4}$ est nul et le robot perd la capacité de se déplacer. Dans ce cas, une ligne de la matrice \mathbf{J}_d (Équation 6.8) sera égale à zéro.

La deuxième condition de singularité est quand deux jambes sont alignées. Le rang du système d'efforts \mathcal{W}_d ou \mathcal{W}_g diminue et donc le manipulateur gagnera une mobilité supplémentaire.

Dans le cas 3, les quatre jambes sont colinéaires et donc une mobilité en rotation est gagnée par rapport à l'axe passant par la liaison sphérique centrale et de direction \mathbf{s}_{ij} .

Le cas 4 montre une singularité où le robot perd le contrôle en rotation d'une partie de la plateforme. Dans ce cas, deux droites passant par deux jambes qui doivent appartenir à une même partie de la plateforme s'intersectent la droite de la liaison pivot centrale.

6.4.2/ MATRICE JACOBIENNE CINÉMATIQUE AVEC LA THÉORIE DES TORSEURS

Afin de déterminer la matrice jacobienne cinématique du poignet sphérique, nous reprenons les mêmes équations et notations utilisées dans la sous-section 2.4.3. Par contre, nous définissons respectivement les vecteurs vitesses instantanées $\mathbf{t}_d = [\omega_d^T \ 0_{1 \times 3}]^T$ et $\mathbf{t}_g = [\omega_g^T \ 0_{1 \times 3}]^T$ attachés à la partie droite et gauche de la plateforme.

Nous retrouvons après l'analyse la forme matricielle suivante :

$$\mathbf{J}_g \ \mathbf{t} = \mathbf{J}_d \ \dot{\mathbf{q}}_a \quad (6.17)$$

avec $\mathbf{t} = [\omega_p^T \ \omega_\theta]^T$ le vecteur des vitesses instantanées de la plateforme, $\dot{\mathbf{q}}_a = [\dot{q}_{a1} \dots \dot{q}_{a4}]^T$ les vitesses linéaires des actionneurs et $\mathbf{J}_{d,(4 \times 4)}$ et $\mathbf{J}_{g,(4 \times 4)}$ sont respectivement les matrices jacobienes cinématiques de type 1 et de type 2. Les deux matrices s'écrivent dans le repère \mathcal{R}_w sous la forme :

$$\mathbf{J}_g = \begin{bmatrix} (\mathbf{r}_{A1} \wedge \mathbf{s}_{14})^T & (\mathbf{r}_{A1} \wedge \mathbf{s}_{14})^T \mathbf{x}_p \\ (\mathbf{r}_{A2} \wedge \mathbf{s}_{24})^T & (\mathbf{r}_{A2} \wedge \mathbf{s}_{24})^T \mathbf{x}_p \\ (\mathbf{r}_{A3} \wedge \mathbf{s}_{34})^T & -(\mathbf{r}_{A3} \wedge \mathbf{s}_{34})^T \mathbf{x}_p \\ (\mathbf{r}_{A4} \wedge \mathbf{s}_{44})^T & -(\mathbf{r}_{A4} \wedge \mathbf{s}_{44})^T \mathbf{x}_p \end{bmatrix} \quad (6.18)$$

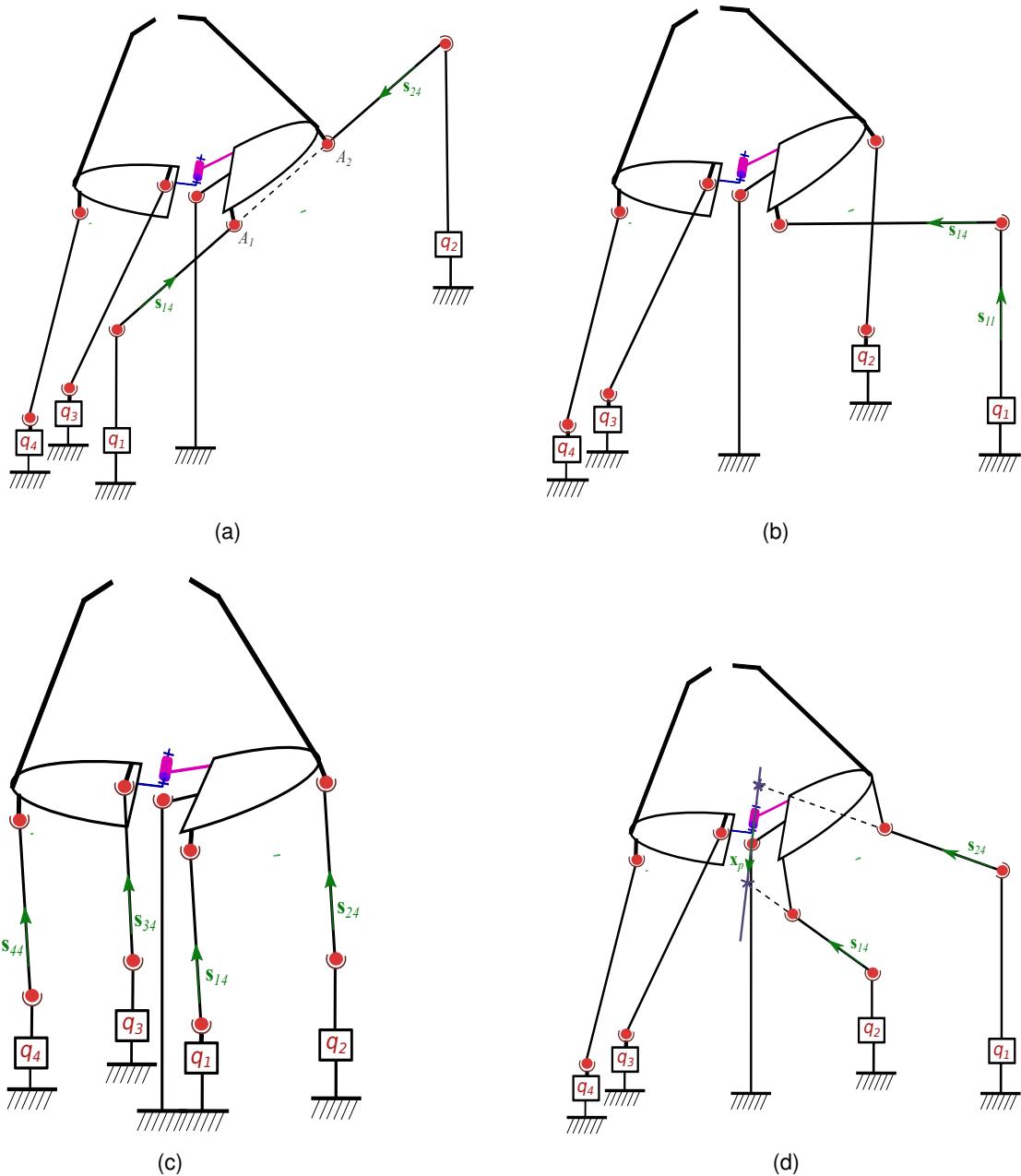


FIGURE 6.6 – Configurations de singularité de contrainte du poignet sphérique à 4DDL

$$\mathbf{J}_d = \begin{bmatrix} \mathbf{s}_{14}^T \mathbf{s}_{11} & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & \mathbf{s}_{44}^T \mathbf{s}_{41} \end{bmatrix} \quad (6.19)$$

La matrice jacobienne cinématique inverse du manipulateur s'écrit donc :

$$\mathbf{J} = \mathbf{J}_g^{-1} \mathbf{J}_d \quad (6.20)$$

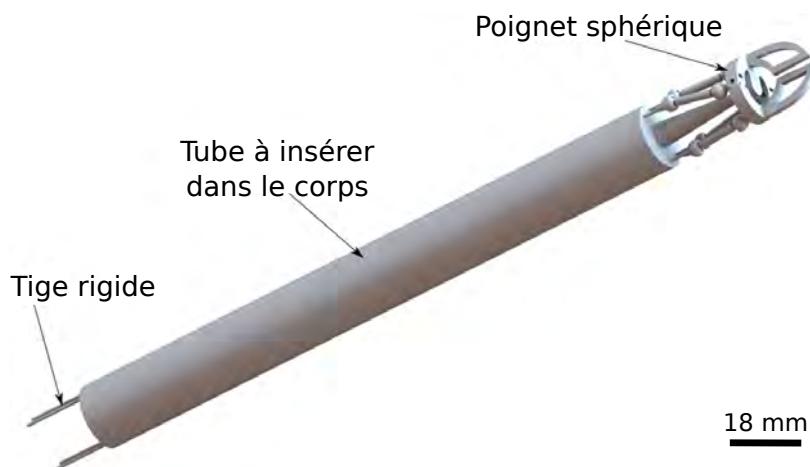


FIGURE 6.7 – CAO du poignet sphérique à plateforme pliable à quatre DDL au bout d'un tube d'insertion.

6.5/ CONCEPTION, FABRICATION ET COMMANDE D'UN DÉMONSTRATEUR

Le poignet sphérique proposé est destiné à être employé dans des opérations de chirurgie minimalement invasive. Sa conception doit lui permettre d'être inséré dans le corps humain à travers un trocart (diamètre entre 5 mm et 20 mm) [Noel et al., 2014]. Il exploite la reconfiguration de la plateforme pour générer la mobilité de saisie ou de coupe sans avoir besoin d'un outil supplémentaire.

6.5.1/ CONCEPTION DU POIGNET SPHÉRIQUE

La partie la plus contraignante liée de la conception de ce manipulateur est le diamètre du robot au niveau des coordonnées A_i et B_i . Il doit être en mesure de traverser un trocart de diamètre fixe afin d'accéder à l'intérieur de corps humain. La figure 6.7 montre une première conception du robot monté sur l'extrémité d'un tube rigide.

L'entraînement de chaque jambe est assuré par une tige rigide commandée par un actionneur situé à l'extérieur du corps humain. L'avantage principal d'un actionnement déporté est de pouvoir employer des moteurs et des capteurs puissants sans encombrer la partie opérative du robot.

Pour une première conception et afin de faciliter la réalisation de ce poignet sphérique, nous choisissons la configuration à symétrie planaire par rapport aux plans $(O, \mathbf{y}_w, \mathbf{z}_w)$ et $(O, \mathbf{x}_w, \mathbf{z}_w)$. Afin de respecter la contrainte de diamètre du trocart, les rayons R_A et R_B sont choisis égaux. Les paramètres géométriques utilisés pour la conception sont présentés dans le tableau 6.2 et illustrés dans la figure 6.8.

La première validation a été réalisée sur un logiciel de conception. En utilisant le MGI développé dans la section 6.3.1, les positions linéaires des tiges sont introduites et nous visualisons l'évolution de la plateforme pliable. La figure 6.9 montre les différentes mobilités du poignet sphérique.

TABLE 6.2 – Dimensions géométriques pour la conception du poignet sphérique.

Paramètre	Définition	Valeur
ϕ_1	angle entre l'axe \mathbf{x}_w et la droite ($O_w, {}^wA_1$)	0°
ϕ_2	angle entre l'axe \mathbf{x}_w et la droite ($O_w, {}^wB_1$)	26°
R_A	rayon du cercle passant par tous les points wA_i et wB_i	7 mm
h_A	hauteur des points wA_i par rapport à l'axe pivot de la plateforme	4 mm
h_B	hauteur des points wB_i par rapport à l'axe pivot de la plateforme	15 mm

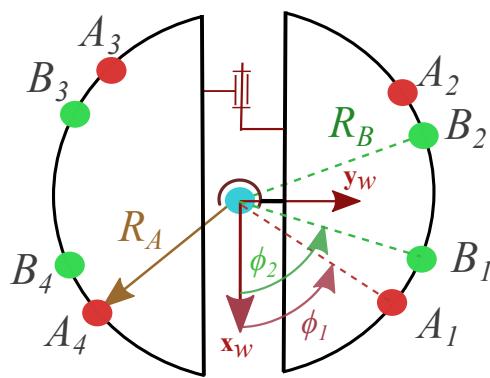


FIGURE 6.8 – Présentation des quatre paramètres géométriques sur la vue de dessus de la structure cinématique du poignet sphérique.

6.5.2/ FABRICATION ET COMMANDE DU POIGNET SPHÉRIQUE À L'ÉCHELLE 3

Pour la fabrication de notre premier prototype, nous avons choisi d'utiliser une machine d'impression 3D. L'objectif étant de réaliser le poignet sphérique en un seul bloc afin d'éviter toute phase d'assemblage.

La machine d'impression 3D utilise deux matériaux, de l'acrylique pour la fabrication des pièces solides et de la cire pour créer une couche de séparation entre les pièces indépendantes. La cire est facilement extractible avec de l'eau chaude. La solution paraît simple, cependant une phase de dimensionnement délicate est à faire. Les articulations sphériques doivent assurer des angles de rotation suffisants sans risque d'arrachement. Les jeux entre les boules sphériques et leurs encoches sont ainsi à minimiser.

Des essais ont été réalisés afin de dimensionner les articulations sphériques. Nous avons constaté que les éléments du manipulateur à l'échelle de la conception sont fragiles. Les dimensions prévues pour le démonstrateur ont donc été multipliées par un facteur d'échelle de trois.

La distance entre la sphère et son encoche, qui présente les jeux, a été choisie de 0.2 mm. Des trous ont été prévus sur la conception des articulations pour faciliter l'enlèvement de la cire. Cette conception permet d'obtenir des angles de rotation de 66° (voir figure 6.10).

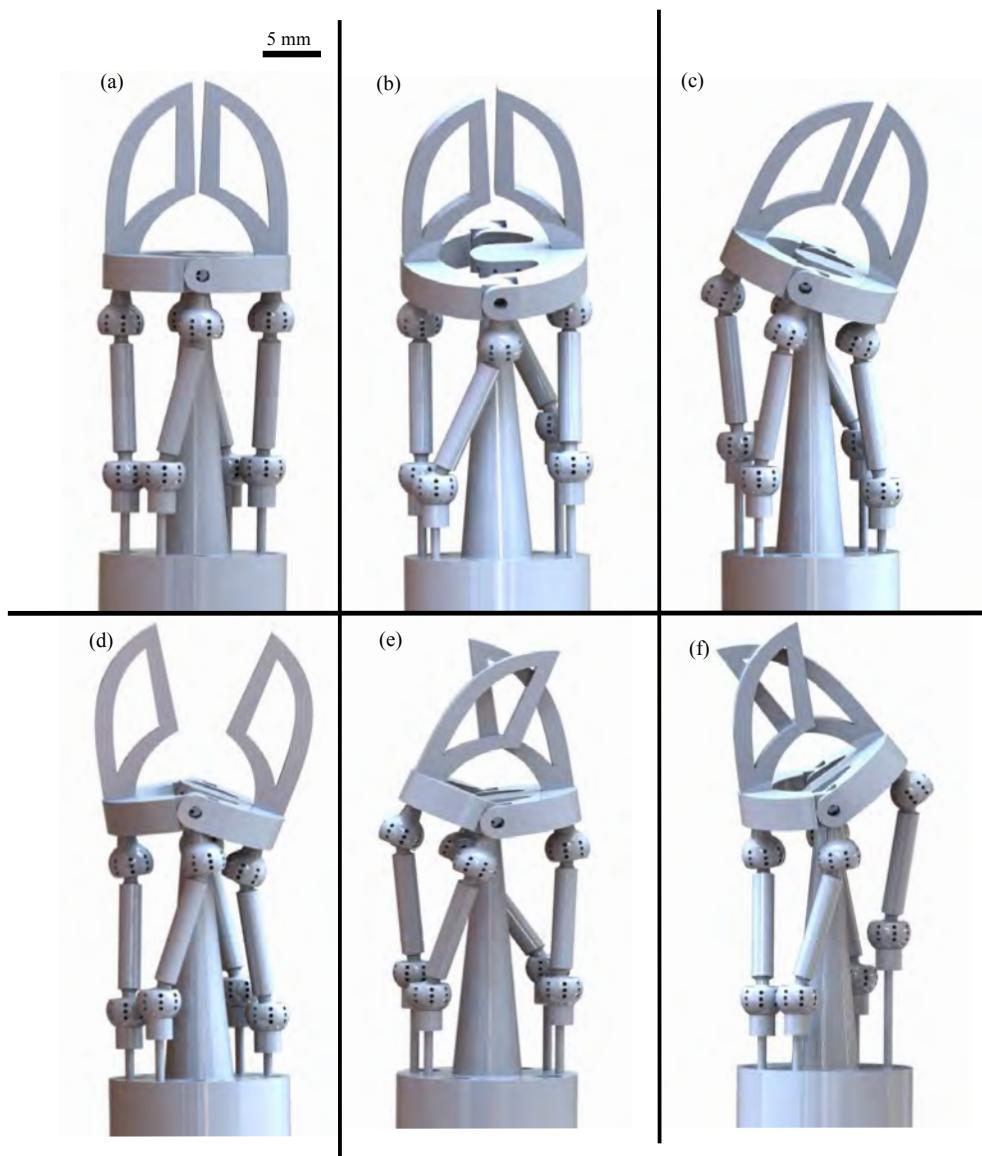


FIGURE 6.9 – Mouvement du poignet sphérique avec un logiciel de CAO dans ses quatre DDL.

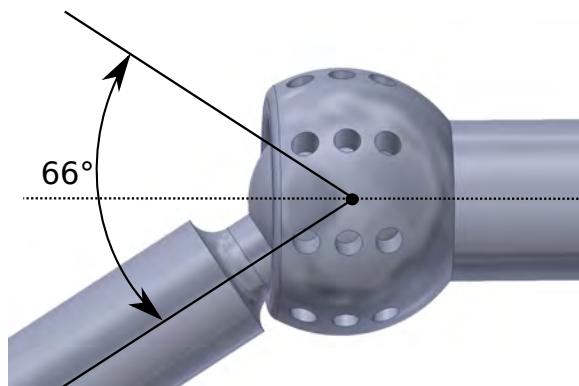


FIGURE 6.10 – Modèle CAO de l'articulation sphérique.

Le démonstrateur a ensuite été fabriqué et actionné par quatre servomoteurs. La transmission de mouvements est assurée par des tiges en acier. Une manette de commande



FIGURE 6.11 – Démonstrateur du poignet sphérique à quatre DDL et la manette de commande.

a été utilisée comme interface pour commander la position désirée de l'effecteur (illustré dans la figure 6.11). Le schéma de commande présenté dans la figure 3.11 du chapitre 3 est utilisé pour cette première validation expérimentale du poignet sphérique. Une vidéo montrant les différentes mobilités est disponible en ligne¹.

6.6/ CONCLUSION

Une nouvelle structure robotique a été proposée dans ce chapitre pour des applications nécessitant un manipulateur compact. Après avoir décrit la cinématique de ce nouveau poignet, une modélisation géométrique et cinématique a été détaillée. Une étude des contraintes utilisant la théorie des torseurs a permis d'identifier les mobilités de ce mécanisme ainsi que quelques configurations singulières. Nous avons ensuite employé la méthode proposée dans le chapitre 2 pour trouver la matrice jacobienne cinématique en employant la théorie des torseurs. Enfin, un premier prototype a été conçu et réalisé par un procédé de fabrication additive dans le but de valider les modèles développés. Les essais de manipulation qui ont été réalisés sont prometteurs et encourageants pour le développement d'un poignet biocompatible à l'échelle une.

La nature de ce robot lui confère une symétrie de conception. L'actionnement déporté, par exemple, lui permet d'utiliser des moteurs puissants et d'intégrer des capteurs (force et position) à l'extérieur du corps humain.

Les résultats de ce chapitre ont fait l'objet de deux articles publiés dans deux conférences internationales. Le premier a présenté la structure cinématique [Haouas et al., 2016] et le deuxième est centré sur l'analyse des mobilités utilisant la théorie des torseurs dans [Haouas et al., 2018b].

1. <https://www.youtube.com/watch?v=aijLOOROqIQ>

CONCLUSION & PERSPECTIVES

CONCLUSION GÉNÉRALE

La micromanipulation et le micro-assemblage sont en pleine expansion et ont conduit à la réalisation de microsystèmes complexes intégrant des microcomposants hétérogènes (différents matériaux avec différentes propriétés physiques). La microrobotique apporte des solutions à certaines difficultés de réalisation de ces microsystèmes. Ce travail de thèse s'inscrit dans un ensemble de recherche concernant les robots parallèles pour la micromanipulation. Les contributions apportées reposent sur la combinaison des outils de la robotique traditionnelle (modélisation, étude de mobilités, etc.) et de la miniaturisation (conception, microfabrication, etc.). Dans ce mémoire, un nouveau manipulateur miniature à sept degrés de liberté (DDL) a été proposé et étudié depuis sa conception jusqu'à sa validation expérimentale en passant par des modélisations géométriques et cinématiques, la fabrication micro et macrométrique et la commande en position. Ce micromanipulateur à structure parallèle avec une plateforme pliable permet de générer toutes les mobilités ainsi que la fonctionnalité de préhension intégrée sans avoir recours à une pince supplémentaire. Il se caractérise par son encombrement réduit et sa grande dextérité.

Après avoir présenté les enjeux et les systèmes robotiques développés pour effectuer des tâches de micromanipulation avec contact, le concept de robots parallèles à plate-formes configurables (RPPC) a été introduit. Ce type de robot utilise la configuration de sa plateforme pour générer une mobilité supplémentaire intégrée. Ce concept inspiré par des structures similaires à échelle macrométrique est nouveau à l'échelle microscopique.

Deux structures RPPC intégrant la préhension ont été proposées. Ce choix d'une architecture parallèle pour la micromanipulation permet d'éviter les connexions électriques et d'obtenir des performances dynamiques intéressantes grâce à des actionneurs placés sur la base du robot. La première structure proposée permet de saisir et manipuler les objets dans les six DDL, et la seconde assure la préhension et les trois rotations dans un concept dédié à manipuler dans des endroits confinés. Dans une approche qui se veut la plus générique possible, nous avons développé les modèles géométriques et cinématiques des structures étudiées. Ces modèles ont permis d'analyser quelques performances statiques. Ces performances ont été comparées entre elles en fonction de la variation des paramètres géométriques afin de déterminer la meilleure disposition des jambes.

Par ailleurs, une approche basée sur la théorie des torseurs a été employée et appliquée pour analyser les mobilités de deux structures robotiques. Ces études ont permis à la fois de valider les architectures des deux manipulateurs et de calculer les matrices jacobienes cinématiques. Quelques configurations singulières ont aussi été identifiées lors de l'étude de contraintes.

Afin de réaliser un prototype à l'échelle miniature, une nouvelle procédure de microfa-

brication en salle blanche permettant d'intégrer des élastomères dans des structures en silicium a été proposée. Elle nous a servi à réaliser un manipulateur miniature à sept DDL avec des articulations élastiques. Cette particularité permet non seulement d'éviter les défauts de précision liés aux jeux mécaniques, mais aussi d'éviter les étapes d'assemblages en vue d'une production massive, simplifiée et à moindre coût. Une étape de dimensionnement des différents éléments du mécanisme a alors été réalisée à l'aide de simulations par éléments finis (SEF). Elles furent essentiellement menées dans le but de trouver les dimensions opérationnelles des articulations élastiques assurant de larges plages de rotation. Le micromanipulateur a ensuite été réalisé et commandé en position en utilisant huit actionneurs linéaires.

Le chapitre 5 a traité la problématique de modélisation des mécanismes élastiques. La méthode proposée emploie la théorie des poutres d'Euler–Bernoulli afin de retrouver la matrice rigidité globale d'un mécanisme. Cette approche générale a été appliquée sur une structure parallèle à trois articulations élastiques. Pour quantifier les performances de cette méthode, une comparaison des résultats issus de ce modèle avec ceux obtenus par des SEF a été réalisée.

Enfin, dans le chapitre 6, une deuxième structure RPPC est proposée pour des applications chirurgicales qui nécessitent dans certains cas plutôt des mobilités en rotation. Après une étude analytique basée sur la théorie des torseurs, un prototype expérimental a été fabriqué en utilisant une machine d'impression 3D. Enfin, le prototype a été commandé en position pour valider le concept.

Les deux structures robotiques proposées dans ce manuscrit ont fait l'objet de deux brevets [Laurent et al., 2018] [Dahmouche et al., 2018], deux articles de journaux [Haouas et al., 2017] [Haouas et al., 2018c], deux articles dans des conférences internationales [Haouas et al., 2016] [Haouas et al., 2018b] et d'une communication internationale [Haouas et al., 2018a].

PERSPECTIVES

De nombreuses perspectives industrielles et de recherche peuvent être imaginées à partir de ces travaux. Elles peuvent être organisées selon deux aspects principaux qui sont l'aspect théorique (optimisation géométrique, étalonnage, commande, etc.) et l'aspect technique.

ASPECTS THÉORIQUES

Sur le plan scientifique, quatre perspectives s'ouvrent à la suite à ce travail : l'optimisation géométrique, la détermination exhaustive des configurations singulières, l'étalonnage et la commande.

Optimisation géométrique Concernant l'analyse dimensionnelle réalisée dans le chapitre 3, nous avons choisi intentionnellement des paramètres de conception assurant certaines performances cinétostatiques. Un axe de recherche concernant la problématique de conception “optimale” de robots parallèles pourrait compléter ces travaux. En visant à

comparer certains indices de performance dans l'ensemble de l'espace atteignable, nous pourrions assurer la continuité des trajectoires et l'absence de position singulière.

Configurations singulières Pour identifier les configurations singulières, nous pouvons utiliser soit l'approche analytique fondée sur l'étude des matrices jacobienes cinématiques ou la méthode géométrique basée sur la géométrie de Grassman. La deuxième méthode consiste à définir les conditions de dépendance linéaire entre les vecteurs de Plücker des lignes associées aux segments du manipulateur [Merlet, 2006]. Nous avons commencé cette étude dans le chapitre 2, à travers l'étude de la dégénérescence du rang de système des torseurs d'efforts de chaque partie de la plateforme après leur assemblage. Cette analyse reste à compléter utilisant la géométrie de Grassman [Germain et al., 2013] [Amine et al., 2012a].

Étalonnage L'étalonnage des robots parallèles pour des applications à haute précision est une question d'un grand intérêt scientifique et applicatif. Les effets des variations thermiques et l'impact des erreurs de fabrication sont à analyser et à prendre en compte. Une fois le manipulateur fabriqué et assemblé, un ensemble de procédures sont à mettre en place pour améliorer la précision de manipulation. En outre, la redondance d'actionnement pourrait être exploitée pour faire de l'auto-étalonnage en employant des capteurs proprioceptifs (position, effort, etc.) redondants sur certaines articulations passives de la structure.

Commande Du point de vue de la commande, des travaux complémentaires pourraient être réalisés, en développant des lois de commandes appropriés à partir de capteurs de position, d'effort et/ou de vision pour contrôler des actionneurs ayant des comportements non-linéaires (poutres piézoélectriques par exemple). Par ailleurs, l'amélioration de la précision en position du manipulateur avec des articulations élastiques demande une détermination d'un modèle de commande plus élaborée que celui développé dans le chapitre 5. Le modèle pourrait prendre en compte les effets non-linéaires des élastomères. Un tel modèle pourrait être employé pour la commande hybride position/force permettant de minimiser les efforts internes dans la structure ainsi que pour contrôler les forces de serrage au niveau de deux doigts de la pince.

ASPECTS TECHNIQUES

La microfabrication d'un manipulateur miniature à sept DDL a permis d'effectuer une caractérisation expérimentale validant les développements théoriques. Cependant de nombreuses améliorations peuvent encore être proposées pour l'utilisation d'un tel micromanipulateur.

Actionnement intégré À travers ces travaux, nous avons vu l'aspect robotique à l'échelle macrométrique et millimétrique. Un challenge intéressant sera de réaliser des actionneurs miniatures intégrés dans la structure (piézoélectrique avec un système d'amplification de mouvements par exemple). Le manipulateur sera plus compact et permet-

tant d'atteindre de grandes accélérations (à l'instar du robot milliDelta qui assure des accélérations de l'ordre de 215 m.s^{-2} [McClintock et al., 2018]).

Capteurs d'efforts Des capteurs d'efforts pourraient être montés sur les bases mobiles ou les jambes du manipulateur comme l'illustre la figure 6.12. Grâce à des modèles ciné-tostatiques fidèles, ces mesures permettraient d'avoir une estimation de la posture de la plateforme ainsi que les efforts appliqués par le robot, y compris les forces de serrage de la pince. Si un nombre de capteurs suffisant est intégré à la structure (redondance de mesure), les mesures réalisées pourraient aussi servir à valider les modèles utilisés et d'en identifier les paramètres en temps-réel en vue de compenser les probables variations.

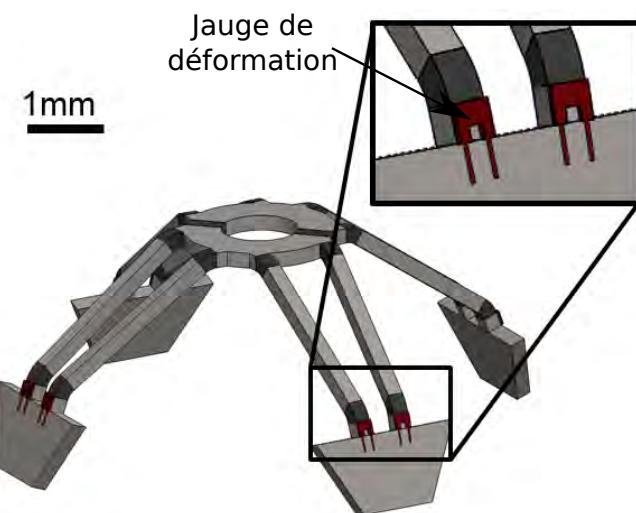


FIGURE 6.12 – Modèle CAO du micromanipulateur avec des capteurs d'efforts.

Étude de répétabilité Les erreurs de positionnement dans les structures parallèles sont principalement dues aux défauts de répétabilité des actionneurs et de jeux dans les articulations. Il est donc nécessaire de caractériser le gain ou peut-être la perte de répétabilité liée à l'utilisation des articulations flexibles. Néanmoins, cette tâche s'avère délicate sur une structure robotique possédant sept DDL étant donnée l'absence de moyens de mesures multi-DDL à l'échelle considérée. Des recherches au sein de notre laboratoire sur le développement d'instruments de mesures 3D par microscopie holographique sont en cours et pourront servir à terme à la caractérisation de notre robot. Entre temps, des moyens de mesures optiques à trois DDL déjà développés dans notre laboratoire et caractérisés peuvent être employés pour réaliser cette étude [Guelpa et al., 2016].

NOTE FINALE

Tout au long de ce mémoire, nous avons proposé une vision d'ensemble de la conception d'un micromanipulateur. Cette vision a permis d'enchaîner une séquence d'opérations tissées entre des disciplines qui paraissent éloignées. La cinématique, la commande, la microfabrication et la résistance des matériaux sont employées lors de la réalisation de

notre manipulateur miniature pour la micromanipulation. L'aboutissement de ce travail a nécessité une combinaison harmonieuse tirée de diverses méthodes de conception, de modélisation et de réalisation des microsystèmes.

L'utilisation de ces manipulateurs ne se limite pas aux applications micrométriques. Les structures peuvent être fabriquées à une échelle métrique (similaire à la taille des robots industriels) pour la saisie et la manipulation rapide d'objets. Le manipulateur pourrait également être monté sur un engin de chantier pour manipuler des objets lourds, pour le recyclage automobile ou des opérations de démolitions. Des actionneurs hydrauliques puissants pourraient ainsi être utilisés pour générer de grands efforts au niveau de la plateforme.

En outre, dans le domaine médical, les chirurgiens en intervention réalisent leurs gestes en fonction de ce qu'ils voient et aussi en grande partie en fonction de ce qu'ils touchent. En chirurgie robotique, les interfaces haptiques permettent à l'opérateur d'avoir un retour pour interagir avec son environnement. Les interfaces haptiques sont utilisés dans plusieurs autres applications (l'apprentissage, la simulation, l'aide à la conception, etc.) essentiellement pour contrôler des dispositifs télé-opérés. Nous pouvons ainsi envisager d'intégrer des capteurs d'efforts dans les deux structures robotiques proposées afin d'assurer la commande et le retour d'efforts [Lambert et al., 2015] [Chaker et al., 2011]. La préhension intégrée assurera le ressentie entre deux doigts par exemple pour couper ou saisir des objets.

A

PRÉ-ÉTALONNAGE

Le MGI développé dans le chapitre 2, nous permet dès lors de commander l'organe terminal du manipulateur. Pour le démonstrateur fabriqué, le contrôle en position valide la structure cinématique et ses capacités. Cependant, une phase de pré-étalonnage est nécessaire pour minimiser les efforts internes dues à l'hyperstatisme de la structure.

Nous commençons par minimiser l'écart entre les dimensions réelles de la structure et les paramètres géométriques utilisés pour la commande. Cette étape de pré-étalonnage nous servira à assembler les différentes pièces, mais aussi d'assurer une meilleure contrôlabilité du démonstrateur.

L'étalonnage d'un robot requiert la connaissance des coordonnées articulaires q_a correspondant aux coordonnées cartésiennes p d'un point de l'effecteur. La précision de mesure des variables articulaires est assurée par les capteurs intégrés aux actionneurs. En revanche, l'estimation des coordonnées cartésiennes nécessite des dispositifs de mesure externes, souvent coûteux. De plus, notre structure admet sept DDL couplés. Mesurer indépendamment chaque DDL est une tâche complexe [Renaud et al., 2006].

L'utilisation d'une jambe instrumentée est un alternatif puissant afin d'estimer les efforts internes dans la structure. Le retour d'un capteur de force peut être intégré dans une boucle de commande afin de minimiser ces contraintes. Ce dispositif nécessite une étude au préalable pour un dimensionnement adapté à la structure. Cette méthode pourra être employée dans de futurs travaux pour un étalonnage précis.

Pour notre démonstrateur, et afin de pouvoir identifier la différence entre les paramètres réels et nominaux, nous avons exploité la redondance d'actionnement à partir d'une série de mesures communes. La structure étudiée est considérée comme étant hautement rigide. Tout d'abord, le manipulateur est assemblé et les paramètres nominaux présentés dans le tableau 3.1 sont introduits dans le modèle de commande. Les paramètres du modèle sont ensuite modifiés légèrement, notamment la position d'origine des actionneurs, pour remettre toutes les articulations aux endroits dédiés. Il faut noter que, pour une position supposée fixe de la plateforme, un petit déplacement d'un actionneur engendre des mouvements infinitésimaux de la structure, ceci est dû aux jeux dans les articulations sphériques et aux défauts de montage. Afin de limiter les effets engendrés par ces petits déplacements, nous définissons un écart entre les valeurs articulaires envoyées aux actionneurs q_a et les déplacements effectués ${}^e q_a$ par ${}^e \delta q_a$. La procédure est décrite sur la figure A.1.

Le pré-étalonnage est réalisé en plusieurs essais sur une portion du volume de l'espace de travail voisin de la position d'origine du robot. Pour chaque déplacement élémentaire

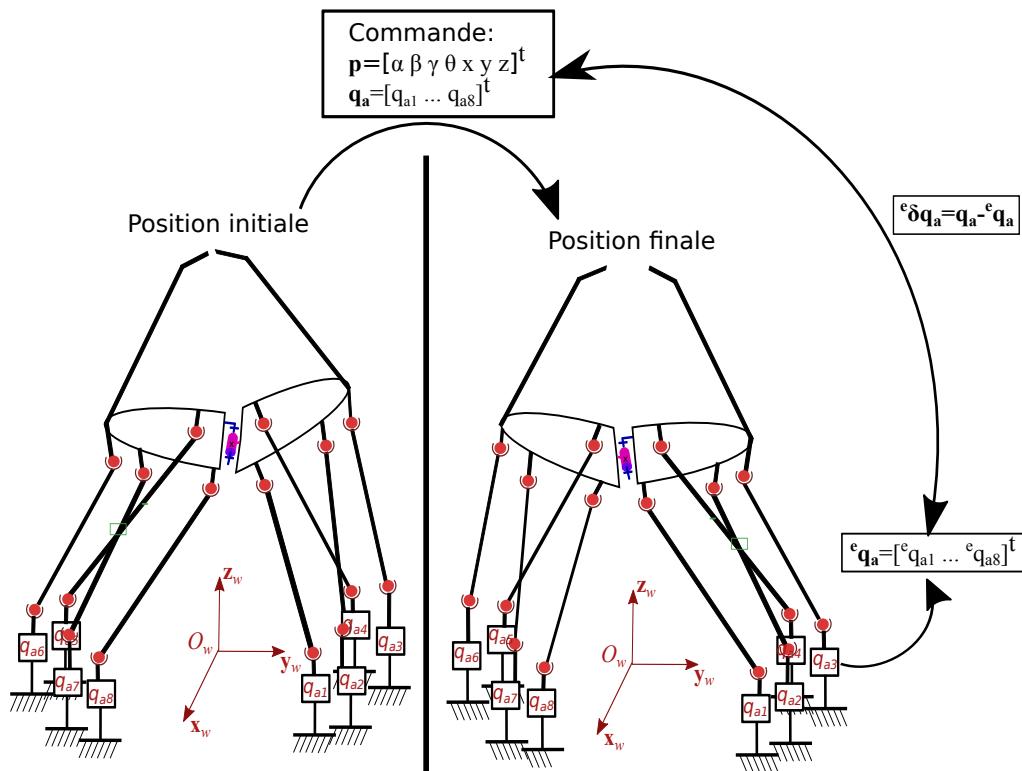


FIGURE A.1 – Procédure de mesure des variables articulaires pour l'étalonnage.

de l'effecteur, huit mesures correspondant aux huit actionneurs sont réalisées. Ces mesures permettent de trouver l'erreur entre le modèle réel et de commande. Les erreurs sur les paramètres géométriques sont identifiées à partir de la redondance d'informations. Les paramètres convergent par la minimisation du vecteur d'erreur ${}^e\delta q_a$. Il permet de quantifier l'accord entre toutes les informations des capteurs.

B

MASQUES POUR LA MICRO-FABRICATION

Deux masques de diamètre quatre pouces sont utilisés lors de la fabrication des mécanismes avec articulations flexibles en PDMS. Le premier contient les formes des structures ainsi que les zones des articulations. Les structures, présentées dans la figure B.1, contiennent les formes des manipulateurs, les échantillons utilisés pour les caractérisations mécaniques et les doigts des pinces qui sont montés sur les deux parties de la plateforme pliable. Deux croix d'alignement sont placées sur la coté droite et gauche du masque pour assurer le bon positionnement du deuxième masque pour la phase de photolithographie. La figure B.2 présente une zone du premier masque qui regroupe quelques mécanismes.

Pour l'étape de photolithographie, un masque est réalisé pour enlever la résine photosensible des zones d'articulations. Les deux figures B.3 et B.4 présentent le masque utilisé dans ce travail pour la réalisation des structures.

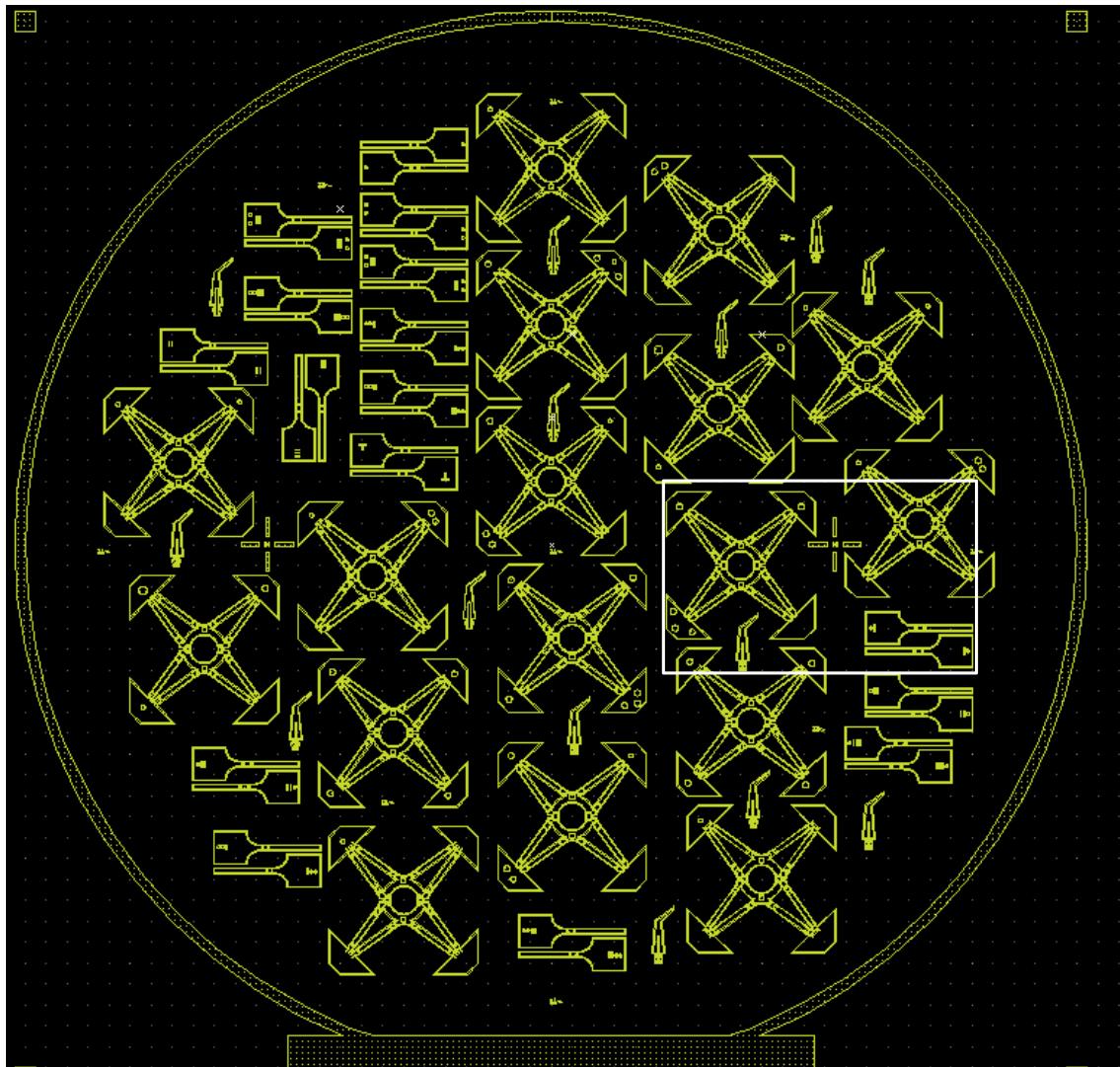


FIGURE B.1 – Masque 1 pour la gravure DRIE.

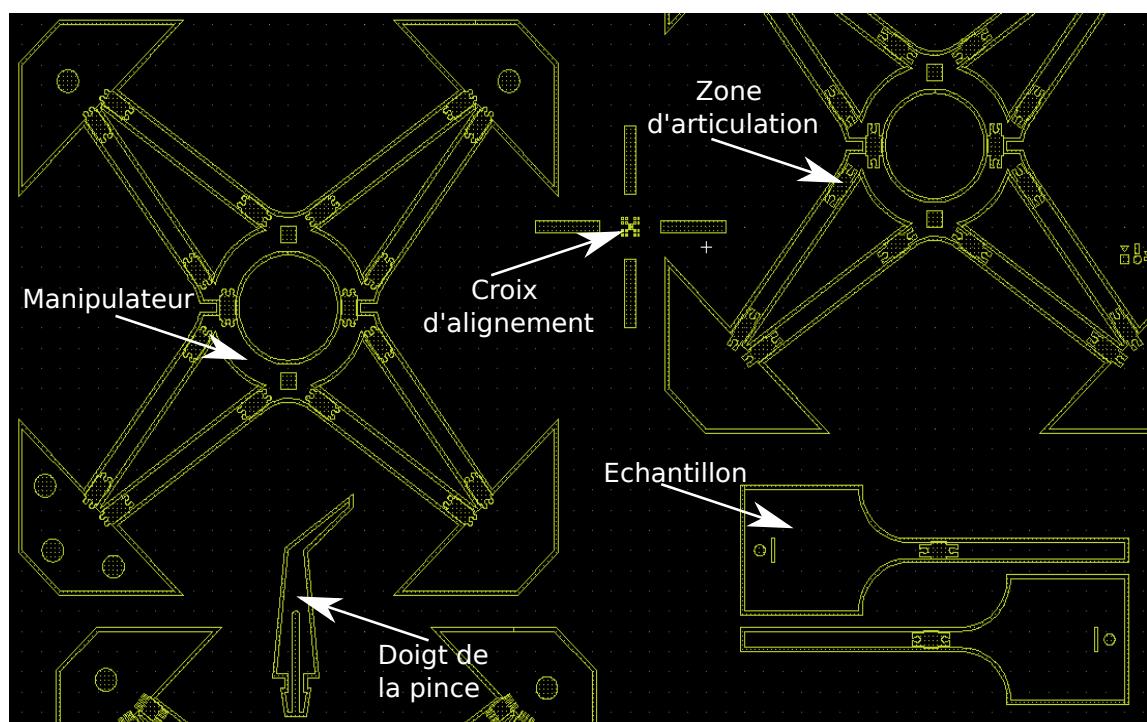


FIGURE B.2 – Détails des formes d'une zone du premier masque.

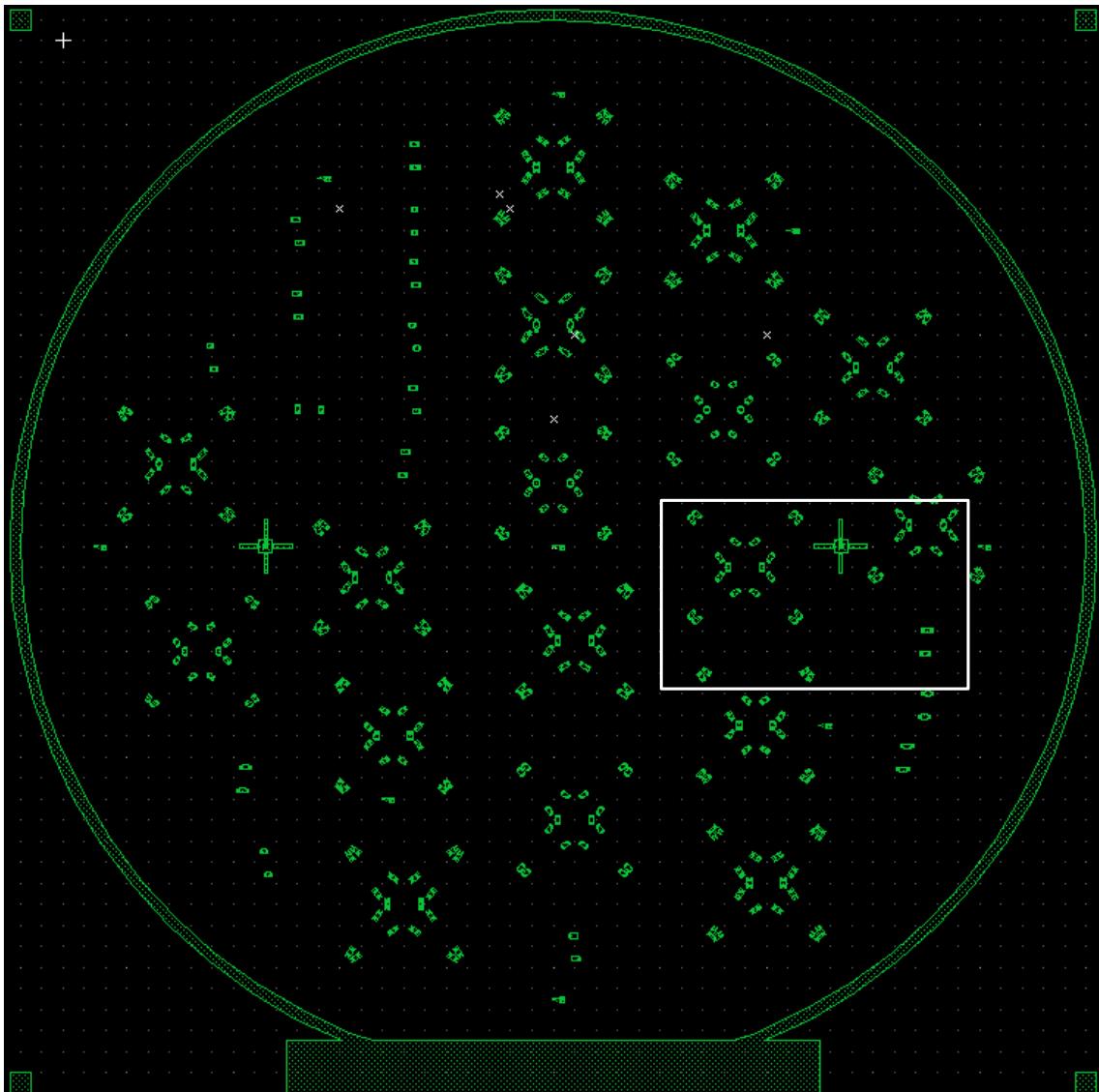


FIGURE B.3 – Masque 2 pour la photolithographie.

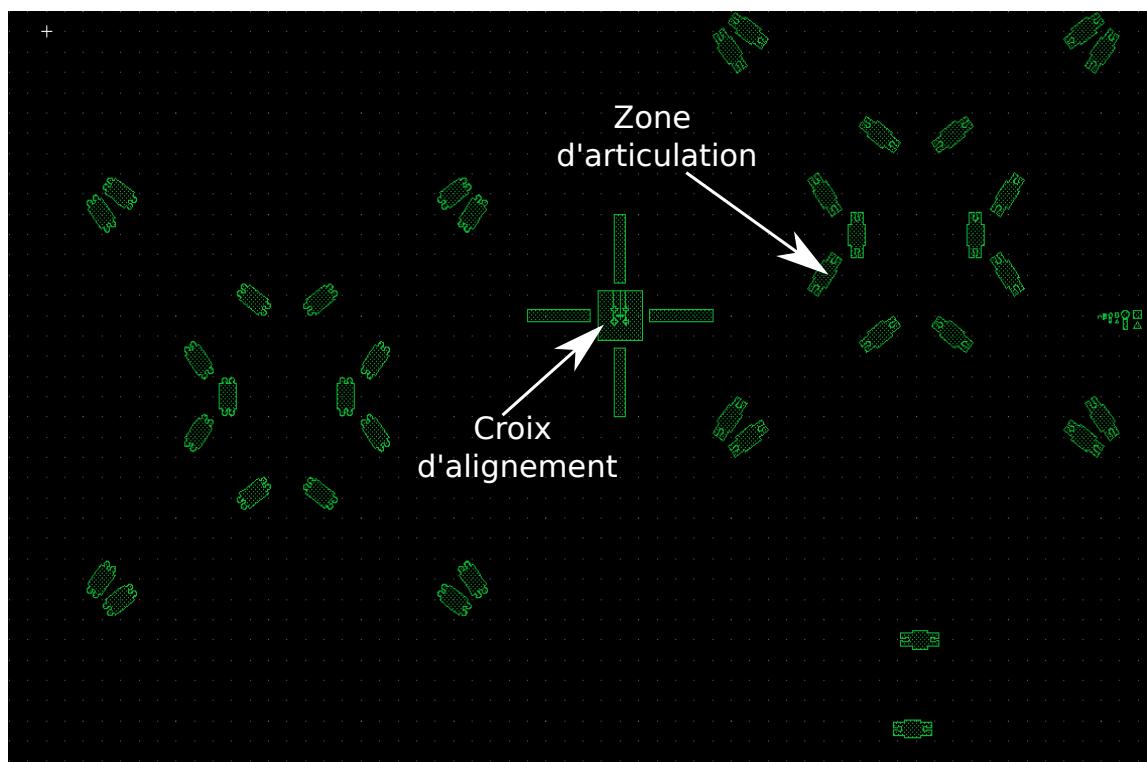


FIGURE B.4 – Détails des formes d'une zone du second masque.

BIBLIOGRAPHIE

- [Aktakka et al., 2013] Aktakka, E. E., Peterson, R. L., et Najafi, K. (2013). **A 3-DOF piezoelectric micro vibratory stage based on bulk-UPZT/silicon crab-leg suspensions.** Dans *Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), 2013 IEEE 26th International Conference on*, pages 576–579. IEEE.
- [Amine et al., 2012a] Amine, S., Masouleh, M. T., Caro, S., Wenger, P., et Gosselin, C. (2012a). **Singularity analysis of 3T2R parallel mechanisms using grassmann–cayley algebra and grassmann geometry.** *Mechanism and Machine Theory*, 52 :326–340.
- [Amine et al., 2012b] Amine, S., Masouleh, M. T., Caro, S., Wenger, P., et Gosselin, C. (2012b). **Singularity conditions of 3T1R parallel manipulators with identical limb structures.** *Journal of Mechanisms and Robotics*, 4(1) :011011.
- [Bergbreiter et al., 2006] Bergbreiter, S., et Pister, K. S. (2006). **Elastomer-based micromechanical energy storage system.** Dans *ASME 2006 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, pages 539–545. American Society of Mechanical Engineers.
- [Bettahar et al., 2017] Bettahar, H., Caspar, A., Clévy, C., Courjal, N., et Lutz, P. (2017). **Photo-robotic positioning for integrated optics.** *IEEE Robotics and Automation Letters*, 2(1) :217–222.
- [Beyeler et al., 2007] Beyeler, F., Neild, A., Oberti, S., Bell, D. J., Sun, Y., Dual, J., et Nelson, B. J. (2007). **Monolithically fabricated microgripper with integrated force sensor for manipulating microobjects and biological cells aligned in an ultrasonic field.** *Journal of microelectromechanical systems*, 16(1) :7–15.
- [Bonev et al., 2006] Bonev, I. A., et Gosselin, C. M. (2006). **Analytical determination of the workspace of symmetrical spherical parallel mechanisms.** *IEEE Transactions on Robotics*, 22(5) :1011–1017.
- [Boukamel, 2006] Boukamel, A. (2006). **Modélisation mécaniques et numériques des matériaux et structures en élastomères.** PhD thesis, Université de la Méditerranée-Aix-Marseille II.
- [Brazey et al., 2016] Brazey, B., Dahmouche, R., Seon, J.-A., et Gauthier, M. (2016). **Experimental validation of in-hand planar orientation and translation in microscale.** *Intelligent Service Robotics*, 9(2) :101–112.
- [Breguet, 1998] Breguet, J.-M. (1998). **Actionneurs "stick and slip" pour micro-manipulateurs.** Rapport technique, EPFL.
- [Briot et al., 2017] Briot, S., Caro, S., et Germain, C. (2017). **Design procedure for a fast and accurate parallel manipulator.** *Journal of Mechanisms and Robotics*, 9(6) :061012.
- [Brogardh, 2003] Brogardh, T. (2003). **An industrial robot and a method for manipulation and industrial robot comprising a parallel kinematic manipulator.** WO 03/106115 A1.

- [Brouwer et al., 2010] Brouwer, D. M., De Jong, B., et Soemers, H. (2010). **Design and modeling of a six DOFs MEMS-based precision manipulator.** *Precision Engineering*, 34(2) :307–319.
- [Burisch et al., 2007] Burisch, A., Wrege, J., Raatz, A., Hesselbach, J., et Degen, R. (2007). **Parvus—miniaturised robot for improved flexibility in micro production.** *Assembly Automation*, 27(1) :65–73.
- [Can et al., 2012] Can, S., Staub, C., Knoll, A., Fiolka, A., Schneider, A., et Feussner, H. (2012). **Design, development and evaluation of a highly versatile robot platform for minimally invasive single-port surgery.** Dans *Biomedical Robotics and Biomechatronics (BioRob), 2012 4th IEEE RAS & EMBS International Conference on*, pages 817–822. IEEE.
- [Cantournet et al., 2009] Cantournet, S., Desmorat, R., et Besson, J. (2009). **Mullins effect and cyclic stress softening of filled elastomers by internal sliding and friction thermodynamics model.** *International Journal of Solids and Structures*, 46(11-12) :2255–2264.
- [Chaker et al., 2011] Chaker, A., Laribi, M. A., Zeghloul, S., et Romdhane, L. (2011). **Etude cinématique d'un manipulateur parallèle sphérique pour des applications médicales.** 20ème Congrès Français de Mécanique, 28 août/2 sept. 2011-25044 Besançon, France (FR).
- [Chalvet, 2013] Chalvet, V. (2013). **Conception, réalisation et commande d'un micro-robot numérique, planaire, non redondant et en technologie MEMS.** PhD thesis, Université de Franche-Comté.
- [Chalvet et al., 2013] Chalvet, V., Haddab, Y., et Lutz, P. (2013). **A microfabricated planar digital microrobot for precise positioning based on bistable modules.** *IEEE Transactions on Robotics*, 29(3) :641–649.
- [Champaney, 1996] Champaney, L. (1996). **Une nouvelle approche modulaire pour l'analyse d'assemblages de structures tridimensionnelles.** PhD thesis, École normale supérieure de Cachan-ENS Cachan.
- [Chen et al., 2006] Chen, S.-C., et Culpepper, M. L. (2006). **Design of a six-axis micro-scale nanopositioner— μ hexflex.** *Precision engineering*, 30(3) :314–324.
- [Chen et al., 2008] Chen, T., Chen, L., Sun, L., et Li, X. (2008). **Electrostatically driven microgripper integrated piezoresistive force sensor.** Dans *Design, Test, Integration and Packaging of MEMS/MOEMS, 2008. MEMS/MOEMS 2008. Symposium on*, pages 376–380. IEEE.
- [Chikhaoui et al., 2016] Chikhaoui, M. T., Rabenorosoa, K., et Andreff, N. (2016). **Kinematics and performance analysis of a novel concentric tube robotic structure with embedded soft micro-actuation.** *Mechanism and Machine Theory*, 104 :234–254.
- [Choi et al., 2012] Choi, H.-B., et Ryu, J. (2012). **Singularity analysis of a four degree-of-freedom parallel manipulator based on an expanded 6×6 Jacobian matrix.** *mechanism and machine theory*, 57 :51–61.
- [Chronis et al., 2005] Chronis, N., et Lee, L. P. (2005). **Electrothermally activated su-8 microgripper for single cell manipulation in solution.** *Journal of Microelectromechanical systems*, 14(4) :857–863.

- [Chu et al., 2011]** Chu, H. M., et Hane, K. (2011). **Design, fabrication and vacuum operation characteristics of two-dimensional comb-drive micro-scanner.** *Sensors and Actuators A : Physical*, 165(2) :422–430.
- [Clavel, 1991]** Clavel, R. (1991). **Conception d'un robot parallèle rapide à 4 degrés de liberté.**
- [Clévy, 2015]** Clévy, C. (2015). **Microrobotique et Micromécatronique pour la Réalisation de Tâches de Micro-Assemblage Complexes et Précises.** PhD thesis, Université de Franche-Comté.
- [Clévy et al., 2005]** Clévy, C., Hubert, A., Agnus, J., et Chaillet, N. (2005). **A micromanipulation cell including a tool changer.** *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 15(10) :S292.
- [Clévy et al., 2014]** Clévy, C., Lungu, I., Rabenorosoa, K., et Lutz, P. (2014). **Positioning accuracy characterization of assembled microscale components for micro-optical benches.** *Assembly Automation*, 34(1) :69–77.
- [Cowper, 1966]** Cowper, G. (1966). **The shear coefficient in Timoshenko's beam theory.** *Journal of applied mechanics*, 33(2) :335–340.
- [Dahmouche et al., 2018]** Dahmouche, R., et Haouas, W. (2018.). **Robotic structure with six degrees of freedom allowing gripping.** WO 2018/065702 A1.
- [Dahroug et al., 2018]** Dahroug, B., Tamadazte, B., Tavernier, L., Weber, S., et Andreff, N. (2018). **Review on otological robotic systems : Toward micro-robot assisted cholesteatoma surgery.** *IEEE Reviews in Biomedical Engineering*.
- [Dandurand, 1984]** Dandurand, A. (1984). **La rigidité des réseaux spatiaux composés.**
- [Das et al., 2007]** Das, A. N., Zhang, P., Lee, W. H., Popa, D., et Stephanou, H. (2007). **μ 3 : multiscale, deterministic micro-nano assembly system for construction of on-wafer microrobots.** Dans *Robotics and Automation, 2007 IEEE International Conference on*, pages 461–466. IEEE.
- [De Jong et al., 2006]** De Jong, B., Brouwer, D. M., Jansen, H. V., de Boer, M. J., Lammerink, T., Stramigioli, S., et Krijnen, G. J. (2006). **A planar 3 DOF sample manipulator for nano-scale characterization.** Dans *Micro Electro Mechanical Systems, 2006. MEMS 2006 Istanbul. 19th IEEE International Conference on*, pages 750–753. IEEE.
- [De Lit et al., 2004]** De Lit, P., Agnus, J., Clévy, C., et Chaillet, N. (2004). **A four-degree-of-freedom microprehensile microrobot on chip.** *Assembly Automation*, 24(1) :33–42.
- [Deblaise et al., 2006]** Deblaise, D., Hernot, X., et Maurine, P. (2006). **A systematic analytical method for pkm stiffness matrix calculation.** Dans *Robotics and Automation, 2006. ICRA 2006. Proceedings 2006 IEEE International Conference*, pages 4213–4219. IEEE.
- [Dechev et al., 2004a]** Dechev, N., Cleghorn, W. L., et Mills, J. K. (2004a). **Microassembly of 3-D microstructures using a compliant, passive microgripper.** *Journal of Microelectromechanical Systems*, 13(2) :176–189.
- [Dechev et al., 2004b]** Dechev, N., Mills, J. K., et Cleghorn, W. L. (2004b). **Mechanical fastener designs for use in the microassembly of 3d microstructures.** Dans *ASME 2004 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, pages 447–456. American Society of Mechanical Engineers.

- [Diani et al., 2006] Diani, J., Brieu, M., et Gilormini, P. (2006). **Observation and modeling of the anisotropic visco-hyperelastic behavior of a rubberlike material.** *International Journal of Solids and Structures*, 43(10) :3044–3056.
- [Diller et al., 2013] Diller, E., Sitti, M., et others (2013). **Micro-scale mobile robotics.** *Foundations and Trends® in Robotics*, 2(3) :143–259.
- [Dinh, 2015] Dinh, T. H. N. (2015). **Etudes technologiques de composants PDMS pour applications biomédicales : développement de capteurs souples de pression par transfert de film.** PhD thesis, Université Paris-Saclay.
- [Dobrovinskaya et al., 2009] Dobrovinskaya, E. R., Lytvynov, L. A., et Pishchik, V. (2009). **Sapphire : material, manufacturing, applications.** Springer Science & Business Media.
- [El-Ghazaly et al., 2014] El-Ghazaly, G., et Caro, S. (2014). **Conceptual design of lower-mobility parallel manipulators based on wrench graphs.** Dans *ASME 2014 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference*, pages V05AT08A074–V05AT08A074. American Society of Mechanical Engineers.
- [Fang et al., 2002] Fang, Y., et Tsai, L.-W. (2002). **Structure synthesis of a class of 4-DoF and 5-DoF parallel manipulators with identical limb structures.** *The International Journal of Robotics Research*, 21(9) :799–810.
- [Gauthier et al., 2007] Gauthier, M., et Régnier, S. (2007). **Manipulation aux échelles microscopiques.** Dans *6èmes Journées Nationales de la Recherche en Robotique, JNRR'07*.
- [Gent et al., 1958] Gent, A., et Thomas, A. (1958). **Forms for the stored (strain) energy function for vulcanized rubber.** *Journal of Polymer Science*, 28(118) :625–628.
- [Germain, 2013] Germain, C. (2013). **Conception d'un robot parallèle à deux degrés de liberté pour des opérations de prise et de dépôse.** PhD thesis, Ecole Centrale de Nantes (ECN).
- [Germain et al., 2013] Germain, C., Caro, S., Briot, S., et Wenger, P. (2013). **Singularity-free design of the translational parallel manipulator IRSBot-2.** *Mechanism and Machine Theory*, 64 :262–285.
- [Gerratt et al., 2010] Gerratt, A. P., Penskiy, I., et Bergbreiter, S. (2010). **SOI/elastomer process for energy storage and rapid release.** *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 20(10) :104011.
- [Gerratt et al., 2013] Gerratt, A. P., Penskiy, I., et Bergbreiter, S. (2013). **In situ characterization of PDMS in SOI-MEMS.** *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 23(4) :045003.
- [Gogu, 2005] Gogu, G. (2005). **Mobility of mechanisms : a critical review.** *Mechanism and Machine Theory*, 40(9) :1068–1097.
- [Gogu, 2008] Gogu, G. (2008). **Structural synthesis of parallel robots**, volume 866. Springer.
- [Gosselin et al., 1990] Gosselin, C., et Angeles, J. (1990). **Singularity analysis of closed-loop kinematic chains.** *IEEE transactions on robotics and automation*, 6(3) :281–290.
- [Gough, 1957] Gough, V. (1957). **Contribution to discussion to papers on research in automobile stability and control and in tire performance.** *Proc. of the Automotive Division of the Institute of Mechanical Engineers*, 1957, 180 :392–394.

- [Grossard et al., 2013] Grossard, M., Chaillet, N., et Régnier, S. (2013). **Flexible robotics : applications to multiscale manipulations**. John Wiley & Sons.
- [Guelpa et al., 2016] Guelpa, V., Sandoz, P., Vergara, M. A., Clévy, C., Le Fort-Piat, N., et Laurent, G. J. (2016). **2D visual micro-position measurement based on intertwined twin-scale patterns**. *Sensors and Actuators A : Physical*, 248 :272–280.
- [Guo et al., 2012] Guo, S., Fang, Y., et Qu, H. (2012). **Type synthesis of 4-DOF nonover-constrained parallel mechanisms based on screw theory**. *Robotica*, 30(1) :31–37.
- [Hanna et al., 2014] Hanna, B. M., Kivekäs, I., Wu, Y.-H., Guo, L. J., Lin, H., Guidi, J., et Poe, D. (2014). **Minimally invasive functional approach for cholesteatoma surgery**. *The Laryngoscope*, 124(10) :2386–2392.
- [Haouas et al., 2017] Haouas, W., Dahmouche, R., Agnus, J., Le Fort-Piat, N., et Laurent, G. J. (2017). **New integrated silicon-PDMS process for compliant micro-mechanisms**. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 27(12) :127001.
- [Haouas et al., 2018a] Haouas, W., Dahmouche, R., Agnus, J., Le Fort-Piat, N., et Laurent, G. J. (24th of april 2018.a). **Design and fabrication of a 7-DoF miniature mechanism with soft joints**. Dans *RoboSoft, The first IEEE-Ras International Conference on Soft Robotics*. IEEE.
- [Haouas et al., 2018b] Haouas, W., Dahmouche, R., et Laurent, G. J. (2018b). **Analysis of an integrated 4-DoF parallel wrist for dexterous gripping**. Dans *Automation Science and Engineering (CASE), 2017 13th IEEE Conference on*. IEEE.
- [Haouas et al., 2016] Haouas, W., Dahmouche, R., Le Fort-Piat, N., et Laurent, G. J. (2016). **4-DoF spherical parallel wrist with embedded grasping capability for minimally invasive surgery**. Dans *Intelligent Robots and Systems (IROS), 2016 IEEE/RSJ International Conference on*, pages 2363–2368. IEEE.
- [Haouas et al., 2018c] Haouas, W., Dahmouche, R., Le Fort-Piat, N., et Laurent, G. J. (2018c). **A new seven degrees-of-freedom parallel robot with a foldable platform**. *Journal of Mechanisms and Robotics*, 10(4) :045001.
- [Haug et al., 1995] Haug, E., Adkins, F., et Luh, C. (1995). **Domains of operation and interference for bodies in mechanisms and manipulators**. Dans *Computational Kinematics' 95*, pages 193–202. Springer.
- [He et al., 2015a] He, J., Gao, F., Meng, X., et Guo, W. (2015a). **Type synthesis for 4-DOF parallel press mechanism using G F set theory**. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 28(4) :851–859.
- [He et al., 2015b] He, X., Van Geirt, V., Gehlbach, P., Taylor, R., et lordachita, I. (2015b). **Iris : Integrated robotic intraocular snake**. Dans *Robotics and Automation (ICRA), 2015 IEEE International Conference on*, pages 1764–1769. IEEE.
- [Helmer, 2006] Helmer, P. (2006). **Conception systématique de structures cinématiques orthogonales pour la microrobotique**. PhD thesis, PhD thesis, Ecole Polytechnique Fdrale de Lausanne (EPFL).
- [Hériban et al., 2008] Hériban, D., et Gauthier, M. (2008). **Robotic micro-assembly of microparts using a piezogripper**. Dans *Intelligent Robots and Systems, 2008. IROS 2008. IEEE/RSJ International Conference on*, pages 4042–4047. IEEE.
- [Hollis et al., 2006] Hollis, R. L., O'Halloran, D., Fedder, G., Sarkar, N., et Jones, J. R. (2006). **Vision guided pick and place in a minifactory environment**. Dans *Proc. 5th Int'l. Symp. on Microfactories, Besancon, France*.

- [Ibrahim et al., 2015] Ibrahim, K., Ramadan, A., Fanni, M., Kobayashi, Y., Abo-Ismail, A., et Fujie, M. G. (2015). **Development of a new 4-DOF endoscopic parallel manipulator based on screw theory for laparoscopic surgery.** *Mechatronics*, 28 :4–17.
- [Isaksson et al., 2016] Isaksson, M., Gosselin, C., et Marlow, K. (2016). **An introduction to utilising the redundancy of a kinematically redundant parallel manipulator to operate a gripper.** *Mechanism and Machine Theory*, 101 :50–59.
- [Jo et al., 1989] Jo, D.-Y., et Haug, E. J. (1989). **Workspace analysis of closed-loop mechanisms with unilateral constraints.** Center for Simulation and Design Optimization and Department of Mechanical Engineering, University of Iowa.
- [Johnston et al., 2014] Johnston, I., McCluskey, D., Tan, C., et Tracey, M. (2014). **Mechanical characterization of bulk Sylgard 184 for microfluidics and microengineering.** *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 24(3) :035017.
- [Kang et al., 2016] Kang, L., Kim, W., et Yi, B.-J. (2016). **Kinematic modeling, analysis, and load distribution algorithm for a redundantly actuated 4-DOF parallel mechanism.** Dans *Intelligent Robots and Systems (IROS), 2016 IEEE/RSJ International Conference on*, pages 356–361. IEEE.
- [Knauss et al., 1987] Knauss, W. G., et Emri, I. (1987). **Volume change and the non-linearly thermo-viscoelastic constitution of polymers.** *Polymer Engineering & Science*, 27(1) :86–100.
- [Kohnke, 1982] Kohnke, P. (1982). **Ansys.** Dans *Finite Element Systems*, pages 19–25. Springer.
- [Korhonen et al., 2005] Korhonen, P., Zhou, Q., Laitinen, J., et Sjovall, S. (2005). **Automatic dexterous handling of micro components using a 6 DOF microgripper.** Dans *Computational Intelligence in Robotics and Automation, 2005. CIRA 2005. Proceedings. 2005 IEEE International Symposium on*, pages 125–131. IEEE.
- [Krishnan et al., 2007] Krishnan, S., et Saggere, L. (2007). **A multi-fingered micromechanism for coordinated micro/nano manipulation.** *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 17(3) :576.
- [Lambert et al., 2015] Lambert, P., et Herder, J. (2015). **A novel parallel haptic device with 7 degrees of freedom.** Dans *World Haptics Conference (WHC), 2015 IEEE*, pages 183–188. IEEE.
- [Lambert et al., 2010] Lambert, P., Langen, H., et Schmidt, R. M. (2010). **A novel 5 DOF fully parallel robot combining 3T1R motion and grasping.** Dans *ASME 2010 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference*, pages 1123–1130. American Society of Mechanical Engineers.
- [Landuré et al., 2018] Landuré, J., et Gosselin, C. (2018). **Kinematic analysis of a novel kinematically redundant spherical parallel manipulator.** *Journal of Mechanisms and Robotics*, 10(2) :021007.
- [Laurent et al., 2018] Laurent, G. J., Dahmouche, R., Haouas, W., et Le Fort-Piat, N. (2018.). **Parallel robotic wrist with four degrees of freedom.** WO 2018/065734 A1.
- [Lenar et al., 1998] Lenar, J., Husty, M. L., et others (1998). **Advances in robot kinematics : Analysis and control.** Springer Science & Business Media.

- [Lescano et al., 2015]** Lescano, S., Zlatanov, D., Rakotondrabe, M., et Andreff, N. (2015). **Kinematic analysis of a meso-scale parallel robot for laser phononicrosurgery.** Dans *Interdisciplinary Applications of Kinematics*, pages 127–135. Springer.
- [Leveillee et al., 2011]** Leveillee, R. J., Castle, S. M., Gorin, M. A., Salas, N., et Gorbatiy, V. (2011). **Initial experience with laparoendoscopic single-site simple nephrectomy using the transenterix spider surgical system : assessing feasibility and safety.** *Journal of endourology*, 25(6) :923–925.
- [Li et al., 2007]** Li, H., Gosselin, C. M., et Richard, M. J. (2007). **Determination of the maximal singularity-free zones in the six-dimensional workspace of the general gough–Stewart platform.** *Mechanism and machine theory*, 42(4) :497–511.
- [Liu et al., 2007]** Liu, X., Kim, K., et Sun, Y. (2007). **A MEMS stage for 3-axis nanopositioning.** *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 17(9) :1796.
- [Lu et al., 2011]** Lu, Z., Zhang, X., Leung, C., Esfandiari, N., Casper, R. F., et Sun, Y. (2011). **Robotic ICSI (intracytoplasmic sperm injection).** *IEEE Transactions on Biomedical Engineering*, 58(7) :2102–2108.
- [Luces et al., 2017]** Luces, M., Mills, J. K., et Benhabib, B. (2017). **A review of redundant parallel kinematic mechanisms.** *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, 86(2) :175–198.
- [Ma et al., 2011]** Ma, R. R., et Dollar, A. M. (2011). **On dexterity and dexterous manipulation.** Dans *Advanced Robotics (ICAR), 2011 15th International Conference on*, pages 1–7. IEEE.
- [Madhani et al., 1998]** Madhani, A. J., Niemeyer, G., et Salisbury, J. K. (1998). **The black falcon : A teleoperated surgical instrument for minimally invasive surgery.** Dans *Intelligent Robots and Systems, 1998. Proceedings., 1998 IEEE/RSJ International Conference on*, volume 2, pages 936–944. IEEE.
- [Majou, 2004]** Majou, F. (2004). **Analyse cinéstatique des machine parallèles à translations.** PhD thesis, Ecole Centrale de Nantes (ECN) ; Université Laval (Québec, Canada).
- [Mata et al., 2005]** Mata, A., Fleischman, A. J., et Roy, S. (2005). **Characterization of polydimethylsiloxane (PDMS) properties for biomedical micro/nanosystems.** *Bio-medical microdevices*, 7(4) :281–293.
- [McClintock et al., 2018]** McClintock, H., Temel, F. Z., Doshi, N., Koh, J.-s., et Wood, R. J. (2018). **The millidelta : A high-bandwidth, high-precision, millimeter-scale delta robot.** *Science Robotics*, 3(14) :eaar3018.
- [Merlet, 1989]** Merlet, J.-P. (1989). **Singular configurations of parallel manipulators and grassmann geometry.** *The International Journal of Robotics Research*, 8(5) :45–56.
- [Merlet, 2002]** Merlet, J.-P. (2002). **Optimal design for the micro parallel robot MIPS.** Dans *Robotics and Automation, 2002. Proceedings. ICRA'02. IEEE International Conference on*, volume 2, pages 1149–1154. IEEE.
- [Merlet, 2006]** Merlet, J.-P. (2006). **Parallel robots**, volume 128. Springer Science & Business Media.
- [Mohamed et al., 1985]** Mohamed, M., et Duffy, J. (1985). **A direct determination of the instantaneous kinematics of fully parallel robot manipulators.** *Journal of mechanisms, transmissions, and automation in design*, 107(2) :226–229.

- [Mohamed et al., 2005]** Mohamed, M. G., et Gosselin, C. M. (2005). **Design and analysis of kinematically redundant parallel manipulators with configurable platforms.** *IEEE Transactions on Robotics*, 21(3) :277–287.
- [Mooney, 1940]** Mooney, M. (1940). **A theory of large elastic deformation.** *Journal of applied physics*, 11(9) :582–592.
- [Natal et al., 2015]** Natal, G. S., Chemori, A., et Pierrot, F. (2015). **Dual-space control of extremely fast parallel manipulators : payload changes and the 100G experiment.** *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 23(4) :1520–1535.
- [Ng et al., 2006]** Ng, C., Ong, S., et Nee, A. Y. (2006). **Design and development of 3-DOF modular micro parallel kinematic manipulator.** *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 31(1-2) :188–200.
- [Nigatu et al., 2014]** Nigatu, H., Singh, A. P., et Prabhu, P. (2014). **Jacobian analysis of limited DOF parallel manipulator using wrench and reciprocal screw principle.** *International Journal of Engineering*, 3(4).
- [Noel et al., 2014]** Noel, P., Nedelcu, M., et Gagner, M. (2014). **Spider® sleeve gastrectomy—a new concept in single-trocar bariatric surgery : Initial experience and technical details.** *Journal of visceral surgery*, 151(2) :91–96.
- [Onda et al., 2012]** Onda, K., et Arai, F. (2012). **Parallel teleoperation of holographic optical tweezers using multi-touch user interface.** Dans *Robotics and Automation (ICRA), 2012 IEEE International Conference on*, pages 1069–1074. IEEE.
- [Ozgur et al., 2013]** Ozgur, E., Dahmouche, R., Andreff, N., et Martinet, P. (2013). **High speed parallel kinematic manipulator state estimation from legs observation.** Dans *Intelligent Robots and Systems (IROS), 2013 IEEE/RSJ International Conference on*, pages 424–429. IEEE.
- [Pan et al., 1997]** Pan, C. S., et Hsu, W. (1997). **An electro-thermally and laterally driven polysilicon microactuator.** *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 7(1) :7.
- [Park et al., 2004]** Park, B.-J., Yi, B.-J., et Kim, W.-K. (2004). **Design and analysis of a new parallel grasper having spherical motion.** Dans *Intelligent Robots and Systems, 2004.(IROS 2004). Proceedings. 2004 IEEE/RSJ International Conference on*, volume 1, pages 106–111. IEEE.
- [Parsons et al., 2004]** Parsons, E., Boyce, M., et Parks, D. (2004). **An experimental investigation of the large-strain tensile behavior of neat and rubber-toughened polycarbonate.** *Polymer*, 45(8) :2665–2684.
- [Pham et al., 2001]** Pham, N. P., Scholtes, T. L., Klerk, R., Wieder, B., Sarro, P. M., et Burghartz, J. N. (2001). **Direct spray coating of photoresist for MEMS applications.** Dans *Micromachining and Microfabrication Process Technology VII*, volume 4557, pages 312–320. International Society for Optics and Photonics.
- [Phee et al., 2009]** Phee, S. J., Low, S. C., Huynh, V., Kencana, A., Sun, Z., et Yang, K. (2009). **Master and slave transluminal endoscopic robot (master) for natural orifice transluminal endoscopic surgery.** Dans *Engineering in Medicine and Biology Society, 2009. EMBC 2009. Annual International Conference of the IEEE*, pages 1192–1195. IEEE.
- [Piccigallo et al., 2010]** Piccigallo, M., Scarfogliero, U., Quaglia, C., Petroni, G., Valdastri, P., Menciassi, A., et Dario, P. (2010). **Design of a novel bimanual robotic system**

- for single-port laparoscopy.** *IEEE/ASME Transactions On Mechatronics*, 15(6) :871–878.
- [Pierrot, 1991]** Pierrot, F. (1991). **Robots pleinement parallèles légers : conception, modélisation et commande.** PhD thesis, Univ. Montpellier 2.
- [Pierrot et al., 1999]** Pierrot, F., et Company, O. (1999). **H4 : a new family of 4-DOF parallel robots.** Dans *Advanced Intelligent Mechatronics, 1999. Proceedings. 1999 IEEE/ASME International Conference on*, pages 508–513. IEEE.
- [Pierrot et al., 1991]** Pierrot, F., Dauchez, P., et Fournier, A. (1991). **Fast parallel robots.** *Journal of Robotic Systems*, 8(6) :829–840.
- [Popa et al., 2004]** Popa, D. O., et Stephanou, H. E. (2004). **Micro and mesoscale robotic assembly.** *Journal of manufacturing processes*, 6(1) :52–71.
- [Przemieniecki, 1985]** Przemieniecki, J. S. (1985). **Theory of matrix structural analysis.** Courier Corporation.
- [Rabenoroosa et al., 2009]** Rabenorosoaa, K., Clévy, C., Lutz, P., Bargiel, S., et Gorecki, C. (2009). **A micro-assembly station used for 3d reconfigurable hybrid moems assembly.** Dans *Assembly and Manufacturing, 2009. ISAM 2009. IEEE International Symposium on*, pages 95–100. IEEE.
- [Rauch et al., 2018]** Rauch, J.-Y., Lehmann, O., Rougeot, P., Abadie, J., Agnus, J., et Suarez, M. A. (2018). **Smallest microhouse in the world, assembled on the facet of an optical fiber by origami and welded in the μrobotex nanofactory.** *Journal of Vacuum Science & Technology A : Vacuum, Surfaces, and Films*, 36(4) :041601.
- [Régnier et al., 2008]** Régnier, S., et Chaillet, N. (2008). **La Microrobotique. Applications à la Micromanipulation.** Lavoisier.
- [Renaud et al., 2006]** Renaud, P., Vivas, A., Andreff, N., Poignet, P., Martinet, P., Pierrot, F., et others (2006). **Kinematic and dynamic identification of parallel mechanisms.** *Control engineering practice*, 14(9) :1099–1109.
- [Renevier et al., 2017]** Renevier, R., Tamadazte, B., Rabenorosoaa, K., Tavernier, L., et Andreff, N. (2017). **Endoscopic laser surgery : Design, modeling, and control.** *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 22(1) :99–106.
- [Rinaldi, 2006]** Rinaldi, R. (2006). **Loi physique de comportement des polymères amorphes et intégration dans un code éléments finis.** PhD thesis, INSA de Lyon.
- [Rivas-Blanco et al., 2014]** Rivas-Blanco, I., Tortora, G., Menciassi, A., et Muñoz, V. F. (2014). **Control architecture of a sensorless robotic platform for minimally invasive surgery.** Dans *Advanced Intelligent Mechatronics (AIM), 2014 IEEE/ASME International Conference on*, pages 1116–1121. IEEE.
- [Rivlin, 1948]** Rivlin, R. (1948). **Large elastic deformations of isotropic materials iv. further developments of the general theory.** *Phil. Trans. R. Soc. Lond. A*, 241(835) :379–397.
- [Rivlin et al., 1997]** Rivlin, R., et Saunders, D. (1997). **Large elastic deformations of isotropic materials.** Dans *Collected papers of RS Rivlin*, pages 157–194. Springer.
- [Rotinat-Libersa, 2001]** Rotinat-Libersa, C. (2001). **Etude et réalisation d'un module de locomotion pour microrobot d'inspection intratubulaire. Actionnement par fils AMF d'un cadre forcé en post-flambement à deux états d'équilibre stable.** PhD thesis, Université de Poitiers.

- [Schneider et al., 2008]** Schneider, F., Fellner, T., Wilde, J., et Wallrabe, U. (2008). **Mechanical properties of silicones for MEMS.** *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 18(6) :065008.
- [Schreiber et al., 2018]** Schreiber, L.-T., et Gosselin, C. (2018). **Kinematically redundant planar parallel mechanisms : Kinematics, workspace and trajectory planning.** *Mechanism and Machine Theory*, 119 :91–105.
- [Senturia, 2007]** Senturia, S. D. (2007). **Microsystem design.** Springer Science & Business Media.
- [Seon et al., 2018]** Seon, J.-A., Dahmouche, R., et Gauthier, M. (2018). **Enhance in-hand dexterous micromanipulation by exploiting adhesion forces.** *IEEE Transactions on Robotics*, 34(1) :113–125.
- [Shi et al., 2013]** Shi, H., et Su, H.-J. (2013). **An analytical model for calculating the workspace of a flexure hexapod nanopositioner.** *Journal of Mechanisms and Robotics*, 5(4) :041009.
- [Siciliano et al., 2008]** Siciliano, B., et Khatib, O. (2008). **Springer handbook of robotics.** Springer Science & Business Media.
- [Siciliano et al., 2016]** Siciliano, B., et Khatib, O. (2016). **Springer handbook of robotics.** Springer.
- [Sigmund, 2001]** Sigmund, O. (2001). **A 99 line topology optimization code written in matlab.** *Structural and multidisciplinary optimization*, 21(2) :120–127.
- [Singh et al., 2005]** Singh, J., Gan, T., Agarwal, A., Liw, S., et others (2005). **3d free space thermally actuated micromirror device.** *Sensors and Actuators A : Physical*, 123 :468–475.
- [Tamadazte et al., 2011]** Tamadazte, B., Piat, N. L.-F., et Dembélé, S. (2011). **Robotic micromanipulation and microassembly using monoview and multiscale visual servoing.** *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 16(2) :277–287.
- [Tarhan et al., 2016]** Tarhan, M. C., Lafitte, N., Tauran, Y., Jalabert, L., Kumemura, M., Perret, G., Kim, B., Coleman, A. W., Fujita, H., et Collard, D. (2016). **A rapid and practical technique for real-time monitoring of biomolecular interactions using mechanical responses of macromolecules.** *Scientific reports*, 6 :28001.
- [Tsai, 1998]** Tsai, L.-W. (1998). **The Jacobian analysis of a parallel manipulator using the theory of reciprocal screws.** *Digital Repository at University of maryLand*.
- [Tsai, 1999]** Tsai, L.-W. (1999). **Robot analysis : the mechanics of serial and parallel manipulators.** John Wiley & Sons.
- [Tsui et al., 2004]** Tsui, K., Geisberger, A. A., Ellis, M., et Skidmore, G. D. (2004). **Micro-machined end-effector and techniques for directed MEMS assembly.** *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14(4) :542.
- [Tung et al., 2005]** Tung, Y.-C., et Kurabayashi, K. (2005). **A single-layer PDMS-on-silicon hybrid microactuator with multi-axis out-of-plane motion capabilities-part i : design and analysis.** *Journal of Microelectromechanical Systems*, 14(3) :548–557.
- [Van Brussel et al., 2000]** Van Brussel, H., Peirs, J., Reynaerts, D., Delchambre, A., Reinhart, G., Roth, N., Weck, M., et Zussman, E. (2000). **Assembly of microsystems.** *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 49(2) :451–472.

- [Venkatesan et al., 2018] Venkatesan, V., et Cappelleri, D. J. (2018). **Path planning and micromanipulation using a learned model.** *IEEE Robotics and Automation Letters*, 3(4) :3089–3096.
- [Vitiello et al., 2013] Vitiello, V., Lee, S.-L., Cundy, T. P., et Yang, G.-Z. (2013). **Emerging robotic platforms for minimally invasive surgery.** *IEEE reviews in biomedical engineering*, 6 :111–126.
- [Vivas et al., 2003] Vivas, O. A., Poignet, P., Marquet, F., Pierrot, F., et Gautier, M. (2003). **Experimental dynamic identification of a fully parallel robot.** Dans *ICRA : International Conference on Robotics and Automation*, pages 3278–3284.
- [Vogtmann et al., 2014] Vogtmann, D., et Bergbreiter, S. (2014). **Magnetic actuation of ultra-compliant micro robotic mechanisms.** Dans *Intelligent Robots and Systems (IROS 2014), 2014 IEEE/RSJ International Conference on*, pages 809–815. IEEE.
- [Vogtmann et al., 2011] Vogtmann, D. E., Gupta, S. K., et Bergbreiter, S. (2011). **Multi-material compliant mechanisms for mobile millirobots.** Dans *Robotics and Automation (ICRA), 2011 IEEE International Conference on*, pages 3169–3174. IEEE.
- [Waldron, 1966] Waldron, K. J. (1966). **The constraint analysis of mechanisms.** *Journal of Mechanisms*, 1(2) :101–114.
- [Wang et al., 2016] Wang, C., Fang, Y., et Guo, S. (2016). **Design and analysis of 3R2T and 3R3T parallel mechanisms with high rotational capability.** *Journal of Mechanisms and Robotics*, 8(1) :011004.
- [Wang et al., 2013] Wang, D., Yang, Q., et Dong, H. (2013). **A monolithic compliant piezoelectric-driven microgripper : Design, modeling, and testing.** *IEEE/ASME Transactions on mechatronics*, 18(1) :138–147.
- [Wason et al., 2012] Wason, J. D., Wen, J. T., Gorman, J. J., et Dagalakis, N. G. (2012). **Automated multiprobe microassembly using vision feedback.** *IEEE Transactions on Robotics*, 28(5) :1090–1103.
- [Xiao et al., 2011] Xiao, S., Li, Y., et Zhao, X. (2011). **Design and analysis of a novel micro-gripper with completely parallel movement of gripping arms.** Dans *Industrial Electronics and Applications (ICIEA), 2011 6th IEEE Conference on*, pages 2127–2132. IEEE.
- [Xie et al., 2015] Xie, F., et Liu, X.-J. (2015). **Design and development of a high-speed and high-rotation robot with four identical arms and a single platform.** *Journal of Mechanisms and Robotics*, 7(4) :041015.
- [Yamahata et al., 2008] Yamahata, C., Collard, D., Legrand, B., Takekawa, T., Kumemura, M., Hashiguchi, G., et Fujita, H. (2008). **Silicon nanotweezers with subnanometer resolution for the micromanipulation of biomolecules.** *Journal of microelectromechanical systems*, 17(3) :623–631.
- [Yang et al., 2012] Yang, S. H., Kim, Y.-S., Yoo, J.-M., et Dagalakis, N. G. (2012). **Microelectromechanical systems based Stewart platform with sub-nano resolution.** *Applied Physics Letters*, 101(6) :061909.
- [Yang et al., 2016] Yang, Z., Wang, Y., Yang, B., Li, G., Chen, T., Nakajima, M., Sun, L., et Fukuda, T. (2016). **Mechatronic development and vision feedback control of a nanorobotics manipulation system inside sem for nanodevice assembly.** *Sensors*, 16(9) :1479.

- [Yi et al., 2003] Yi, B.-J., Chung, G. B., Na, H. Y., Kim, W. K., et Suh, I. H. (2003). **Design and experiment of a 3-DOF parallel micromechanism utilizing flexure hinges.** *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 19(4) :604–612.
- [Yi et al., 2002] Yi, B.-J., Na, H. Y., Lee, J. H., Hong, Y.-S., Oh, S.-R., Suh, I. H., et Kim, W. K. (2002). **Design of a parallel-type gripper mechanism.** *The International Journal of Robotics Research*, 21(7) :661–676.
- [Yoshikawa, 1985] Yoshikawa, T. (1985). **Manipulability of robotic mechanisms.** *The International Journal of Robotics Research*, 4(2) :3–9.
- [Zanganeh et al., 1994a] Zanganeh, K. E., et Angeles, J. (1994a). **Instantaneous kinematics and design of a novel redundant parallel manipulator.** Dans *Robotics and Automation, 1994. Proceedings., 1994 IEEE International Conference on*, pages 3043–3048. IEEE.
- [Zanganeh et al., 1994b] Zanganeh, K. E., et Angeles, J. (1994b). **Mobility and position analyses of a novel redundant parallel manipulator.** Dans *Robotics and Automation, 1994. Proceedings., 1994 IEEE International Conference on*, pages 3049–3054. IEEE.
- [Zesch et al., 1997] Zesch, W., Brunner, M., et Weber, A. (1997). **Vacuum tool for handling microobjects with a nanorobot.** Dans *Robotics and Automation, 1997. Proceedings., 1997 IEEE International Conference on*, volume 2, pages 1761–1766. IEEE.
- [Zhang et al., 2005] Zhang, D.-Y., Ono, T., et Esashi, M. (2005). **Piezoelectric integrated monolithic microstage with six degrees of freedom.** *Sensors and Actuators A : Physical*, 122(2) :301–306.
- [Zhao et al., 2009] Zhao, J., Li, B., Yang, X., et Yu, H. (2009). **Geometrical method to determine the reciprocal screws and applications to parallel manipulators.** *Robotica*, 27(6) :929–940.
- [Zhou et al., 2006] Zhou, Q., Korhonen, P., Laitinen, J., et Sjövall, S. (2006). **Automatic dexterous microhandling based on a 6-DOF microgripper.**

Titre :**Mots clés :** Structure parallèle, micromanipulation dextre, articulations élastiques, microfabrication.

Résumé : L'objectif de cette thèse est de développer de nouveaux robots qui combinent dextérité, compacité et précision afin de réaliser des tâches de micromanipulation complexes dans des environnements confinés. Ainsi, deux architectures robotiques parallèles ont été développées. La première est un poignet à 4 degrés de liberté (DDL) en rotation et la seconde est un robot redondant à 7 DDL. Les deux structures intègrent la fonction de préhension grâce à une plateforme configurable et un actionnement déporté. L'étude géométrique et cinématique des deux robots ainsi que des résultats expérimentaux validant les deux architectures sont présentés. Pour miniaturiser le robot à 7 DDL, les liaisons mécaniques (rotules) ont été remplacées par des liaisons en élastomère (PDMS). Cette solution permet, entre autres, d'éliminer les jeux mécaniques au niveau des articulations tout en gardant une grande plage de déplacement.

Cependant, comme le comportement de telles articulations ne correspond pas parfaitement à des liaisons rotules, un modèle de robot prenant en compte le comportement élastique de ces articulations a été développé. Afin de réaliser la structure à l'échelle désirée (jambes et liaisons à 400 µm de côté), un nouveau processus de micro-fabrication en salle blanche a été développé. Contrairement aux méthodes existantes, le nouveau processus permet de réduire le nombre d'étapes de gravure et d'intégrer différents types d'élastomères à des microstructures robotiques en silicium. Enfin, le micro-robot a été réalisé et les capacités de déplacement dans les 6 DDL en plus de la préhension ont été validées. Les applications visées des robots développés dans cette thèse sont le micro/nano-assemblage, la manipulation de cellules biologiques et la chirurgie mini-invasive, notamment en neurochirurgie.

Title :**Keywords :** Parallel Structure, dexterous micro-manipulation, elastomeric joints, microfabrication.

Abstract : The objective of this thesis is the development of new robots that combine dexterity, compactness and precision to perform complex micromanipulation tasks in confined environments. Thus, two parallel robotic structures have been developed. The first is a wrist that can insure 4 degrees of freedom (DOF) in rotation and the second is a redundant robot with 7 DOF. Both structures integrate the grasping function thanks to a configurable platform and a deported actuation. The kinematic study of the two robots and the experimental results validating the two architectures are presented. To miniaturize the 7 DOF robot, the mechanical joints (spherical) have been replaced by elastomeric articulations (PDMS). This solution allows, among others, to eliminate the mechanical backlash in the joints while keeping a large range of movements.

However, as the behavior of such joints does not correspond perfectly to spherical joints, a model for the robot taking into account the elastic behavior of these joints has been developed. In order to made the structure on the desired scale (the cross sectional side of its legs and connections are 400 µm), a new microfabrication process in the clean room has been developed. Unlike the existing methods, the new process reduces the number of etching steps and allow the integration of different types of elastomers into silicon robotic microstructures. Finally, the micro-robot was realized and the displacement capacities in the 6 DOF with the grasping were validated. The targeted applications by the developed robots in this thesis are micro / nano-assembly, manipulation of biological cells and minimally invasive surgery, particularly in neurosurgery.