

*ÉCOLE DOCTORALE MSII*

ICube (UMR7357)

**THÈSE** présentée par :

**Jérémy BEGEY**

soutenue le : **25 novembre 2020**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'université de Strasbourg**

Discipline/ Spécialité : Robotique

**Analyse, conception et commande de  
manipulateurs en tenségrité**

**Application à la manipulation magnétique**

**THÈSE dirigée par :**

**M. Pierre RENAUD**  
**M. Nicolas ANDREFF**

Professeur, INSA de Strasbourg  
Professeur, Université Bourgogne Franche-Comté

**RAPPORTEURS :**

**M. Clément GOSSELIN**  
**M. Philippe WENGER**

Professeur, Université Laval, Québec, Canada  
Directeur de recherche CNRS, LS2N, Nantes

**EXAMINATEURS :**

**M. François PIERROT**  
**M. Marc VEDRINES**

Directeur de recherche CNRS, LIRMM, Montpellier  
Maître de conférences, INSA de Strasbourg

**INVITÉS :**

**M. Mathieu NIERENBERGER**  
**M. Sylvain LECLER**

Professeur, INSA de Strasbourg



À Evelyne et Patrick,



# Remerciements

---

La préparation d'une thèse de doctorat est un travail de longue haleine similaire à une épreuve d'endurance avec des moments de sprint pour respecter les jalons rencontrés et des problèmes d'orientation inhérents au travail de recherche. La finalisation d'un tel travail ne se résume alors pas aux aptitudes et accomplissements d'une seule personne mais également à son entourage et son environnement de travail.

Je tiens donc tout d'abord à remercier mon équipe d'encadrement qui m'a accompagné tout au long de ces trois années de formation intense. Cette formation, je la dois tout d'abord à Pierre Renaud pour m'avoir soutenu et avoir considérablement participé à l'amélioration de mes capacités de réflexion ainsi que d'expression dès le début de ce projet. Il me tient donc à cœur de le remercier chaleureusement. Je tiens également à remercier Nicolas Andreff pour toutes ses remarques constructives qui m'ont forgé tout au long de ce travail ainsi que son soutien durant mon passage à Besançon. Merci à Marc Vedrines pour avoir suivi mes travaux durant l'intégralité de ces trois ans et à Mathieu Nierenberger ainsi que Sylvain Lecler pour leur aide lors de ma première année de thèse.

Je remercie ensuite l'équipe AVR de ICube et l'équipe MiNaRoB de Femto-st ainsi que les services administratifs associés pour les conditions propices au travail de recherche desquelles j'ai pu bénéficier. Je remercie plus particulièrement Fabrice Buhl, Pierre Roux et Benoît Wach pour avoir réalisé l'usinage et l'impression de nombreuses pièces indispensables à la fabrication des différents prototypes, et sans qui ces réalisations n'auraient pas pu voir le jour.

Merci à l'ensemble de mon jury de thèse avec en particulier Clément Gosselin, Philippe Wenger et François Pierrot pour avoir lu avec attention ce manuscrit, pour avoir assisté à ma soutenance, et pour tous les commentaires constructifs qu'ils ont pu apporter. En plus de cela, je remercie à nouveau Philippe Wenger ainsi que Aude Bolopion pour m'avoir suivi durant ce travail de thèse en participant aux différents comités de suivi de thèse.

Avant de terminer cette section, je remercie l'ensemble de l'équipe du projet Multiflag avec qui j'ai pu collaborer avec Maxime Etievant, Aude Bolopion, Johan Quispe et Stéphane Régnier, ainsi que l'Agence Nationale de la Recherche pour nous avoir permis de réaliser ce travail. Je remercie à nouveau Pierre et Nicolas pour la confiance qu'ils ont placée en moi et pour m'avoir permis de faire partie d'un projet avec un tel degré de pluridisciplinarité et si passionnant.

Enfin et surtout, je tiens à remercier ma famille, mes amis, et l'ensemble des doctorants et post-doctorants avec qui j'ai pu partager ces trois dernières années, et qui m'ont soutenu inconditionnellement.

*Besançon, Décembre 2020*  
Jérémy



# Résumé

---

Un grand nombre de contextes nécessitent une gestion appropriée des interactions entre un robot et son environnement. Néanmoins, le développement de manipulateurs robotisés adaptés à ces interactions tout en répondant à des problématiques de légèreté et de compacité est toujours un problème ouvert. Dans cette thèse, nous proposons une nouvelle solution à ce problème en exploitant des mécanismes de tensegrité, qui sont des mécanismes d'intérêt pour leur résistance, leur déployabilité et leur compliance. Nous visons ainsi le développement de manipulateurs en tensegrité.

Pour discuter un tel développement, l'analyse, la conception, la commande et la perception sont abordées. Dans ce cadre, nous proposons tout d'abord des outils et des critères d'évaluation dédiés à ces systèmes particuliers. Deux méthodes de conception, la première basée sur un assemblage de blocs et la seconde sur une analogie avec les structures en ciseaux, sont ensuite élaborées pour effectuer le choix de l'architecture des manipulateurs. Ces méthodes sont exploitées pour concevoir deux manipulateurs respectant une contrainte de centre de rotation déporté, menant à la fabrication de prototypes et à des évaluations expérimentales. Après cela, nous mettons en place des commandes adaptées à la mise en mouvement de ces manipulateurs pour d'une part exploiter la redondance pouvant être présente en optimisant certaines performances d'intérêt, et d'autre part pour respecter les limites de fonctionnement. Suite à cela, ces contributions sont exploitées pour proposer une réponse préliminaire à un besoin dans le contexte biomédical. Ce travail mène ainsi au développement et à la fabrication d'un manipulateur dédié à une tâche de manipulation magnétique. Enfin, un capteur d'effort adapté à la gestion du contact est proposé. Pour cela, un transducteur avec une raideur nulle à la transition du contact est conçu et une nouvelle mesure optique exploitant des composants réalisés par fabrication additive est développée.



# Table des matières

---

Avant-propos	1
Introduction	3
<b>1 État de l'art des mécanismes de tenségrité</b>	<b>5</b>
1.1 Introduction aux mécanismes de tenségrité . . . . .	6
1.2 Développement de manipulateurs en tenségrité . . . . .	13
1.3 Démarche et plan du manuscrit . . . . .	19
<b>2 Analyse des mécanismes de tenségrité</b>	<b>21</b>
2.1 Configuration de tenségrité et évaluation . . . . .	22
2.2 Évaluation de l'influence du choix de l'actionnement . . . . .	28
2.3 Identification de blocs élémentaires . . . . .	48
2.4 Bilan . . . . .	50
<b>3 Conception de manipulateurs en tenségrité</b>	<b>53</b>
3.1 Exploitation d'un assemblage de blocs . . . . .	54
3.2 Exploitation d'une analogie avec les structures en ciseaux . . . . .	55
3.3 Conception de manipulateurs à centre de rotation déporté . . . . .	59
3.4 Bilan . . . . .	76
<b>4 Commande de manipulateurs en tenségrité</b>	<b>79</b>
4.1 Lois de commande et limites de fonctionnement . . . . .	80
4.2 Implémentation et commande de deux manipulateurs . . . . .	91
4.3 Évaluation et discussion . . . . .	102
4.4 Bilan . . . . .	116
<b>5 Application à la manipulation magnétique</b>	<b>119</b>
5.1 Contexte et définition du besoin . . . . .	120
5.2 Développement du système de manipulation . . . . .	124
5.3 Fabrication du manipulateur . . . . .	137
5.4 Bilan . . . . .	144
<b>6 Gestion du contact et mesure d'effort</b>	<b>147</b>
6.1 Définition du besoin et démarche . . . . .	148
6.2 Conception d'un transducteur uni-axial à raideur quasi-nulle . . . . .	154
6.3 Développement d'une cellule optique de mesure dédiée . . . . .	161
6.4 Évaluation d'un nouveau capteur d'effort pour les applications biomédicales . . . . .	166
6.5 Bilan . . . . .	176
Conclusions et perspectives	179
<b>A Détermination des efforts internes des croix actionnées</b>	<b>187</b>
<b>B Algorithme pour la génération de l'espace de travail</b>	<b>191</b>
<b>C Cartes d'évaluation des croix actionnées</b>	<b>193</b>
<b>D Validation des configurations de tenségrité</b>	<b>217</b>
<b>E Détermination de la caractéristique force-déplacement du transducteur</b>	<b>223</b>

## Table des matières

---

Liste des publications	227
Références	229

# Avant-propos

---

Ce travail de thèse s’inscrit dans un travail collaboratif conduit dans le cadre du projet **Multiflag**, financé par l’**Agence Nationale de la Recherche** (ANR). Ce projet vise le développement d’une plateforme de manipulation magnétique de micro-robots pour des applications biomédicales. Il s’agit de contrôler à distance le mouvement de robots millimétriques grâce à un champ magnétique. Ceci doit permettre de conduire par exemple une délivrance localisée de médicaments, en particulier dans une zone difficile d’accès comme le rachis. Pour réaliser de telles tâches, de nombreuses questions scientifiques ouvertes doivent être adressées et sont scindées en trois ensembles au cours de ce projet.

En premier lieu, la tâche de manipulation magnétique est étudiée. Il s’agit en particulier de considérer l’utilisation de bobines mobiles pour la commande de micro-nageurs magnétiques. Différentes questions se posent alors. Comment moduler le champ magnétique pour la mise en mouvement de micro-nageurs ? Comment sélectionner et prendre en compte les mouvements des bobines pour la tâche de manipulation ? Comment parvenir à contrôler de manière indépendante les mouvements de plusieurs nageurs ?

En parallèle, la conception et la fabrication des nageurs eux-mêmes sont discutées. On se demande alors quels paramètres influent la propulsion des nageurs. Il s’agit par ailleurs d’identifier les géométries les plus propices à la nage.

Enfin, la mise en mouvement des bobines générant le champ magnétique est discutée, ainsi que la conception d’un manipulateur dédié. On parle ici de déplacer des bobines de plusieurs kilogrammes chacune, pouvant souffrir d’échauffement significatif, au plus près d’un patient. Les questions posées concernent alors la détection et la gestion de contacts entre les bobines et le patient et surtout, comment concevoir un manipulateur portant différentes bobines respectant les nombreuses contraintes du contexte médical ?

À ces trois ensembles de questions correspondent trois thèses conduites au sein de l’**ISIR** à Paris, **Femto-ST** à Besançon et **ICube** à Strasbourg. C’est la question de la conception et de la commande d’un manipulateur qui est au centre du travail décrit dans ce manuscrit. Ce travail de thèse s’est déroulé à ICube dans l’équipe **Automatique Vision et Robotique** (AVR) pour profiter de l’expertise dans le développement de dispositifs médicaux ainsi que des compétences pour l’analyse et le développement de systèmes mécatroniques. Cela a permis l’analyse et le développement du manipulateur ainsi que l’étude de l’instrumentation dédiée. Cette dernière a également été soutenue par l’équipe **Instrumentation et Procédés Photoniques** (IPP) disposant d’une expertise sur les procédés optiques et les lasers. Enfin, la dernière année de cette thèse s’est déroulée à Femto-ST dans l’équipe **Micro et Nano Robotique** (MiNaRoB) pour bénéficier des compétences en commande de robots, en particulier pour le contexte médical, ainsi que l’expertise acquise pour la micro-robotique et la manipulation magnétique. Le développement de la commande et la

réalisation de la plateforme expérimentale finale y ont ainsi été réalisés. Cette collaboration a également permis de riches échanges entre les différents acteurs du projet qui ont permis l'écriture collaborative d'un article de journal international et de mener une recherche cohérente pour l'application visée.

Le travail présenté dans ce manuscrit a également été supporté par le **Labex CAMI** (ANR-11-LABX-0004) et l'**Equipex ROBOTEX** (ANR-10-EQPX-44). Enfin, un soutien financier a été apporté par le **Grand Prix Scientifique de la Fondation Charles Defforey - Institut de France**, attribué à Nicolas Andreff et son équipe MiNaRoB en 2018.

Le travail réalisé est ancré dans un contexte projet clair, avec son cahier des charges et ses livrables. Cependant, il est vite apparu que les développements conduits ont une portée plus vaste que celle des tâches introduites ci-dessus. D'une part, nous avons identifié les mécanismes de tenségrité comme des architectures particulièrement intéressantes dans notre contexte. Cet intérêt, comme nous allons le souligner dans quelques pages, tient à leur capacité de déploiement, leur légèreté et leur compliance qui sont des caractéristiques pertinentes dans nombre de tâches de robotique collaborative. Par ailleurs, nous nous posons la question d'évaluer la présence d'un contact et son intensité. Concevoir des capteurs adaptés est également pertinent pour nombre de tâches robotiques collaboratives. Aussi le manuscrit est-il construit dans un premier temps autour de toutes les contributions génériques concernant les mécanismes de tenségrité, puis l'exploitation pour le projet Multiflag et le développement d'une instrumentation adaptée dans un second temps.

# Introduction

---

Le travail de thèse réalisé a été principalement focalisé sur le développement de robots manipulateurs à partir de mécanismes de tensegrité. Les mécanismes de tensegrité sont des mécanismes obtenus par actionnement de structures spécifiques appelées tensegrités, qui sont déployables, résistantes et initialement considérées pour des applications en architecture ou dans le domaine spatial. Ces dernières années, ces mécanismes se sont montrés de grand intérêt pour la conception de dispositifs robotisés. Effectivement, ils ont servi à la conception de robots à grande capacité de reconfiguration, légers et permettant la gestion des interactions avec l'environnement. Néanmoins, leur utilisation reste spécifique et ces mécanismes sont toujours peu considérés, notamment lors de la conception de nouveaux systèmes robotisés. Dans cette thèse, nous visons donc à contribuer à leur "démocratisation" grâce au développement de manipulateurs en tensegrité permettant de profiter de l'ensemble des propriétés d'intérêt de ces mécanismes. Pour atteindre ce but, plusieurs aspects du développement d'un manipulateur doivent être considérés : l'analyse, la conception, la commande, la perception, et l'implémentation. Chacun d'entre eux est abordé dans ce manuscrit.

En **chapitre 1**, les mécanismes de tensegrité sont introduits et leurs propriétés sont présentées par le biais des systèmes développés jusqu'à aujourd'hui. La réalisation d'un manipulateur en tensegrité est ensuite étudiée et les problématiques inhérentes à chaque phase du développement sont mises en avant.

La phase d'analyse et les problématiques associées sont discutées en **chapitre 2**, où l'évaluation des mécanismes de tensegrité est réalisée. Les outils développés pour l'évaluation sont alors exploités pour étudier différents mécanismes dont certains se révèlent d'intérêt pour la conception.

Fort des résultats de la phase d'analyse, la conception d'un manipulateur en tensegrité est discutée en **chapitre 3**. Deux approches sont alors proposées puis discutées par l'application à une étude de cas.

En **chapitre 4**, la mise en mouvement des manipulateurs est étudiée. Différentes discussions sur la commande de ces mécanismes sont alors proposées pour gérer leur grande capacité de reconfiguration et respecter leurs limites de fonctionnement.

Une implémentation complète est proposée dans le **chapitre 5** avec l'étude d'une tâche de manipulation magnétique, pour laquelle l'ensemble des propriétés d'intérêt des mécanismes de tensegrité est nécessaire. Tous les outils et toutes les méthodes développées tout au long de ce travail de thèse sont alors exploités pour répondre au besoin de cette tâche de manipulation simultanée de plusieurs outils dans le contexte biomédical.

## Introduction

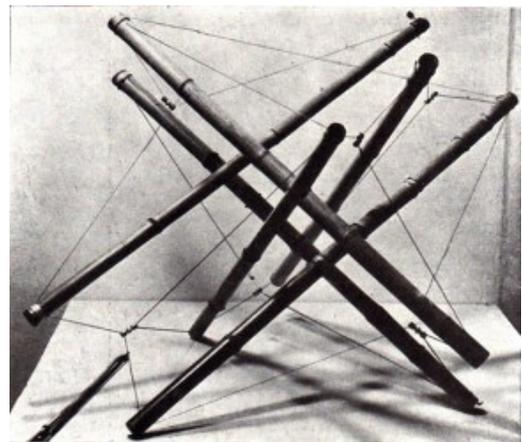
---

Enfin, une problématique concernant la perception et la gestion des transitions du contact est identifiée lors de l'étude de la tâche de manipulation magnétique. Dans le [chapitre 6](#), un capteur d'effort dédié à la mesure de ces transitions est alors proposé, développé et évalué.

# 1

## État de l'art des mécanismes de tenségrité

---



Karlis Johansons, 1921.  
*L'une des premières traces de fabrication d'une structure de tenségrité.*

### Sommaire du chapitre

---

1.1	Introduction aux mécanismes de tenségrité . . . . .	6
1.1.1	Problématique . . . . .	6
1.1.2	Historique et définition . . . . .	7
1.1.3	Mécanismes de tenségrité et propriétés d'intérêt . . . . .	10
1.2	Développement de manipulateurs en tenségrité . . . . .	13
1.2.1	Analyse . . . . .	13
1.2.2	Conception . . . . .	14
1.2.3	Lois de commande . . . . .	16
1.2.4	Solutions technologiques . . . . .	18
1.3	Démarche et plan du manuscrit . . . . .	19

---

### 1.1 Introduction aux mécanismes de tenségrité

#### 1.1.1 Problématique

La conception de manipulateurs est l'un des objectifs centraux dans le développement de systèmes robotisés. Différentes familles de robots que l'on peut distinguer par leurs architectures ont été développées. Tout d'abord, les robots sériels ont été majoritairement utilisés dans l'industrie. Un exemple est illustré en Fig. 1.1. Leur architecture basée sur une chaîne cinématique ouverte permet de grands ratios entre taille du dispositif et espace de travail. Néanmoins, leur précision et leur comportement dynamique est limité par l'impact important de la masse des éléments structurels. Les robots parallèles sont quant à eux formés de chaînes cinématiques fermées. Grâce à la faible inertie des éléments mis en mouvement et la nature même de leur architecture, il est possible de disposer de grandes dynamique et précision. Ces avantages sont néanmoins obtenus au prix d'un espace de travail réduit par rapport à leur encombrement et la présence de singularités complexifiant leur commande [Merlet 2008]. Un exemple bien connu est le robot Quattro illustré en Fig. 1.2 (Omron Adept, EUA) qui permet grâce à quatre jambes de réaliser des mouvements de haute dynamique grâce à ses actionneurs intégrés sur la base du robot. L'utilisation de câbles à la place de certains corps rigides permet d'encore diminuer la masse et donc l'inertie de l'effecteur. Ces robots, dits robots parallèles à câbles (voir Fig. 1.3), permettent de plus d'obtenir de grands espaces de travail grâce à l'enroulement potentiel de grandes longueurs de câbles. Néanmoins, ces câbles doivent être maintenus en tension, ce qui complexifie l'implémentation et la mise en mouvement de ces robots [Gouttefarde 2006]. Chaque architecture mentionnée possède donc ses forces et ses faiblesses. Des dispositifs hybrides les combinant ont alors été proposés pour tirer profit des avantages de chacune d'elles comme le CoGiRo développé au LIRMM à Montpellier, ou un robot sériel est monté sur l'effecteur d'un robot à câbles, permettant de réaliser des tâches dextres dans un grand espace de travail.



FIGURE 1.1 – Le robot sériel collaboratif LBR iiwa, KUKA.



FIGURE 1.2 – Le robot parallèle Quattro, Omron Adept.

De nos jours, la prise en compte d'interactions avec l'environnement est par ailleurs un point critique dans le développement de dispositifs robotisés. Cet environnement peut être constitué d'obstacles de formes et positions quelconques que le système doit simplement éviter ou surpasser. Il peut également s'agir de l'Homme lorsque des applications pour le contexte médical ou des tâches de collaboration sont considérées. Les architectures introduites précédemment ont alors



FIGURE 1.3 – Le robot parallèle à câbles CoGiRo, LIRMM.

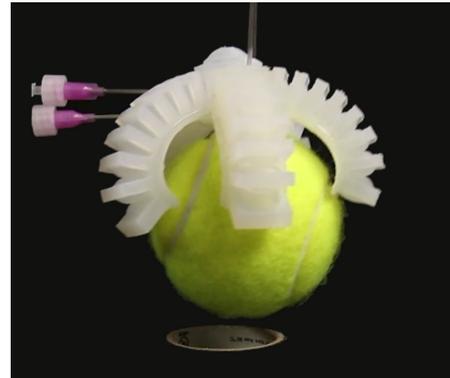


FIGURE 1.4 – Un robot souple pneumatique, Harvard.

été adaptées à ces besoins avec l'exploitation conjointe d'instrumentation adaptée et d'actionneurs flexibles pour le développement de ce qui est désigné la robotique collaborative. Par exemple, pour les robots Kuka LBR iiwa en Fig. 1.1 (Kuka, Allemagne) ou UR5e (Universal Robot, Danemark), une mesure de couple dans les articulations peut être réalisée pour la réalisation de commandes en force adaptées aux interactions. D'autre part, de nouvelles architectures ont également vu le jour avec la famille des robots souples pouvant se déformer sous l'application d'un effort avec par exemple des robots continus pneumatiques comme illustré en Fig. 1.4 [Rothmund 2018]. De nombreuses solutions pour la conception de robots pour les interactions existent donc, et le nombre de systèmes proposés ne cesse de croître.

Si de nombreuses solutions pour le développement de manipulateurs robotisés sont disponibles, l'obtention simultanée d'un grand espace de travail par rapport à l'encombrement, d'un dispositif léger et d'une capacité à gérer des interactions est à notre sens encore délicat. Ces dernières années une nouvelle architecture pour le développement de manipulateurs a émergé avec l'exploitation de nouvelles structures pour la robotique : les tensegrités. Le développement de cette nouvelle solution nous semble très prometteur et est par conséquent au cœur de ce manuscrit de thèse. Dans la suite de ce chapitre, cette architecture est introduite et les développements passés sont présentés.

### 1.1.2 Historique et définition

#### 1.1.2.1 Un peu d'histoire

L'introduction des structures de tensegrité semble provenir de l'ex-Union Soviétique dans les années 1920, avec une proposition du constructiviste Karlis Johansons. Néanmoins, la découverte de ces systèmes ne lui est pas attribuée de manière unanime malgré ses sculptures exhibées en 1921 et illustrées en Fig. 1.5 ainsi qu'en page de garde de ce chapitre. Ce n'est qu'avec le premier brevet écrit par l'architecte Buckminster Fuller en 1962 [Buckminster 1962] que ces structures ont été nommées telles qu'aujourd'hui. Ainsi B. Fuller proposa de fusionner les mots *tension* (ou *tensile*) et *integrity* pour donner *tensegrity* et qui fut par la suite francisé en *tensegrité*. B. Fuller est alors généralement considéré comme l'inventeur de ces structures. Néanmoins, ce titre est controversé, d'une part par les travaux de K. Johansons mais également suite aux dires

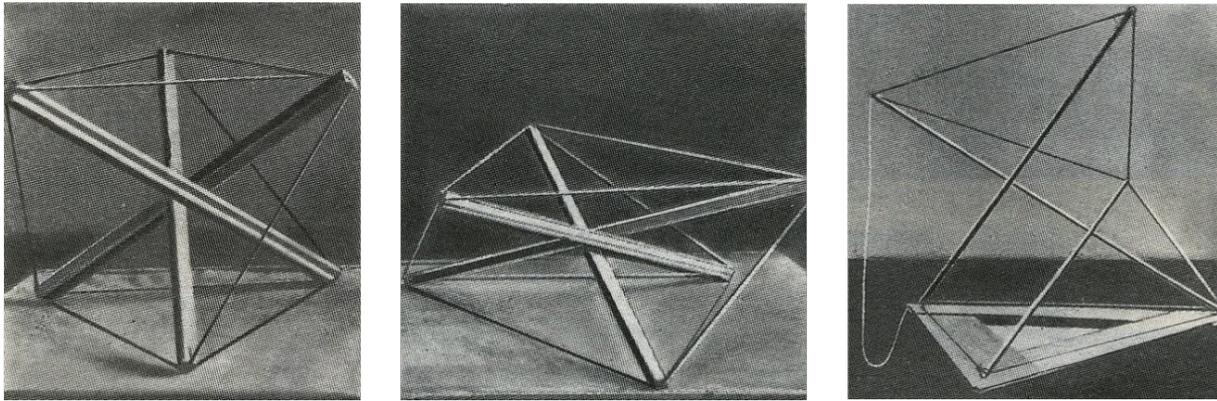


FIGURE 1.5 – Sculptures réalisées par Karlis Johansons et exposées en 1921.

de Kenneth Snelson [Snelson 1990], qui lorsqu'il était étudiant de B. Fuller, aurait contribué à la proposition de l'architecte grâce à une structure appelée la *Plywood X-Piece*<sup>1</sup> réalisée en 1948. Un second brevet cette fois-ci publié par K. Snelson dans lequel de nombreux systèmes de tensegrité sont proposés est ensuite paru en 1965 [Snelson 1965]. Il est également important de remarquer que même si B. Fuller et K. Snelson sont désormais souvent cités comme étant à l'origine de ces structures, un architecte français, David Georges Emmerich, déposa de manière indépendante et dans la même période deux brevets sur ces structures alors appelées *réseaux auto-tendants* [Emmerich 1964a, Emmerich 1964b]. Suite à ces découvertes, l'intérêt des scientifiques pour ces structures s'est manifesté en particulier pour l'architecture, le génie civil et les structures spatiales. Ces domaines sont encore aujourd'hui des domaines de recherche particulièrement actifs. L'étude de l'actionnement de ces structures n'est venue que plus tard avec la proposition de structures adaptatives et la conception de robots peu avant les années 2000.

### 1.1.2.2 Définition et état d'autocontrainte

Bien que quelques nuances existent entre les différentes définitions qui ont pu être originellement proposées, Fuller et Snelson s'accordent sur le fait que les tensegrités sont composées d'un ensemble discontinu d'éléments en compression, par exemple des barres, reliés par un réseau continu d'éléments en traction, par exemple des câbles, formant un volume stable dans l'espace. Cette définition tend à évoluer suite aux interrogations de Motro et aux travaux de ces 20 dernières années avec Skelton, où l'ensemble d'éléments en compression n'est plus nécessairement discontinu. Skelton a alors proposé un système de classification en fonction du nombre d'éléments en compression attachés à un même nœud. On appelle un nœud un point d'attache entre deux éléments structurels d'une tensegrité. Ainsi, une tensegrité  $C_n$ , c'est-à-dire de classe  $n$ , possède un maximum de  $n$  éléments en compression en un même nœud. Les notions de structures primitives et duales (*primal* et *dual* en anglais) sont également définies telles que de tout système de tensegrité primitif, on peut générer un système dual en remplaçant les barres par des câbles et vice-versa. Dans ce cas, il se peut que l'ensemble d'éléments en traction ne soit plus continu et l'ensemble d'éléments en compression ne soit plus discontinu. Ces notions sont illustrées en Fig. 1.6 avec une tensegrité en forme de croix appelée Croix de Snelson (CS) [Snelson 1965] et obtenue lorsque les deux barres forment une croix.

1. Cette sculpture est visible en page de garde du chapitre 2.

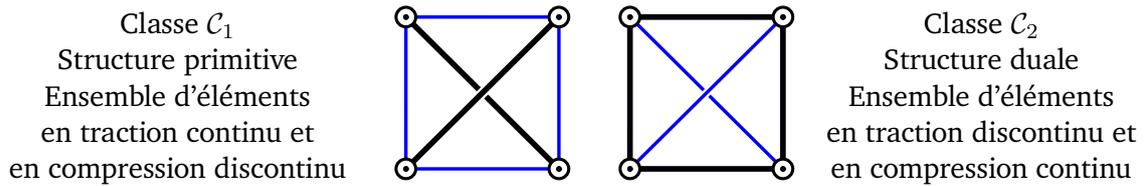


FIGURE 1.6 – La croix de Snelson et sa structure duale. Les cercles, lignes noires et lignes bleues représentent respectivement les nœuds, les barres et les câbles.

Les tenségrités sont définies comme des systèmes autocontraints. Leur configuration est alors assurée par le biais des efforts internes sans recourir au besoin de forces extérieures. Autrement dit, cela signifie que ces systèmes, bien qu'ils soient prétendus, n'exercent aucun effort sur l'environnement. Cette propriété peut être formulée par le biais de la matrice dite d'équilibre  $\mathbf{A}$  [Arsenault 2006a], du vecteur des efforts internes  $\mathbf{t}$  et du vecteur des efforts appliqués aux nœuds de la structure  $\mathbf{f}$  :

$$\mathbf{A}\mathbf{t} = \mathbf{f} \quad (1.1)$$

Si aucun effort extérieur n'est appliqué et donc  $\mathbf{f} = \mathbf{0}$ , l'autocontrainte implique que la configuration est garantie. Le noyau de  $\mathbf{A}$  contient alors les efforts dits de précontrainte. De plus, si le noyau de  $\mathbf{A}$  est non-nul, la précontrainte peut être modifiée sans influence sur la configuration, permettant par exemple de modifier la raideur du mécanisme.

Une analogie couramment utilisée et proposée par Motro [Motro 2003] pour expliquer cette propriété est de comparer ces systèmes à un ballon. L'air qui est en compression exerce une force sur la membrane qui est pour sa part en traction et qui permet de maintenir l'équilibre ainsi que la configuration du système. Si la pression exercée par l'air dans le ballon croît, la forme est maintenue jusqu'à ce qu'un point de rupture soit atteint avec la rupture de la membrane.

En conclusion, la définition possible d'une tenségrité englobant tous les systèmes discutés est :

*Une tenségrité est une structure mécanique autocontrainte composée d'un réseau d'éléments en compression et d'éléments en traction.*

### 1.1.2.3 Des tenségrités aux mécanismes de tenségrité compliant

Les tenségrités sont des structures passives. Des actionneurs peuvent être ajoutés afin de modifier leur configuration et elles sont alors nommées mécanismes de tenségrité. Ces derniers ont été considérés pour la réalisation de mécanismes par exemple exploités pour la robotique, ou de structures adaptatives pour le génie civil. Cet actionnement est généralement réalisé en modulant la longueur d'un ou plusieurs éléments. Lorsque tous les éléments structurels sont rigides, ou non-élastiques, il est difficile de garantir la précontrainte nécessaire au maintien de l'intégrité de la structure lors de la modulation de la longueur des éléments. Des éléments élastiques tels que des ressorts doivent donc être ajoutés à cette fin [Oppenheim 2000, Arsenault 2006a]. D'autre part, lorsque des éléments élastiques sont utilisés, la structure peut être compliant. Néanmoins, le nombre de ces éléments élastiques à intégrer doit être discuté [Arsenault 2006a] pour garantir cette propriété. Les différences évoquées sont illustrées sur l'exemple de la croix de Snelson en Fig. 1.7.

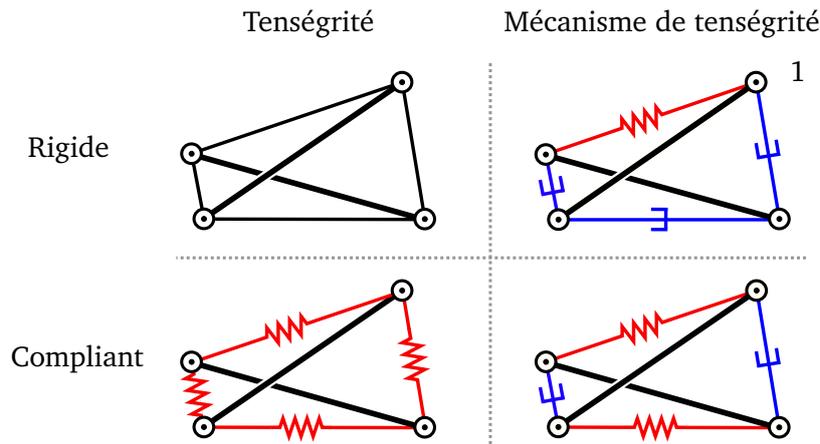


FIGURE 1.7 – Exemples d'une tenségrité et d'un mécanisme de tenségrité, rigides ou compliant. En ligne noir épais les barres, en noir fin les câbles, en rouge les éléments élastiques, en bleu les actionneurs. En 1, le système est rigide mais la précontrainte est assurée en tout temps.

En conclusion, depuis les premières traces des tenségrités il y a maintenant un siècle, la définition de ces systèmes a grandement évolué en fonction des auteurs et des besoins. Ce qui nous intéresse ici est la nature spécifique de ces structures. Notamment, leur compliance nous paraît particulièrement pertinente pour la gestion des interactions avec l'environnement. Ainsi, seules des tenségrités compliantes sont considérées dans la suite de ce document.

### 1.1.3 Mécanismes de tenségrité et propriétés d'intérêt

#### 1.1.3.1 Fabrication de structures légères et résistantes

Les éléments structurels d'une tenségrité sont usuellement rectilignes et articulés à leurs extrémités. Les efforts de traction et de compression induisent alors uniquement des sollicitations axiales. Lorsqu'un élément est soumis à une force de compression, le flambage doit être pris en compte. Néanmoins, les tenségrités sont composées majoritairement d'éléments en traction pour lesquels une telle situation ne se présente pas. Ainsi, les phénomènes de flambage sont concentrés sur un faible nombre d'éléments et les sollicitations en flexion sont généralement évitées. Cela permet alors le dimensionnement d'éléments structurels de faibles sections, impliquant donc une faible masse, et tout cela en garantissant une grande résistance. Pour cette grande résistance par rapport à leur masse, et également leur esthétique, les tenségrités ont été largement considérées pour les œuvres artistiques (Fig. 1.8), l'architecture et le génie civil (Fig. 1.9). Leur faible masse a également attiré l'attention pour la conception de structures spatiales [Tibert 2002]. L'intérêt de cette faible masse des tenségrités est également traduit par la présence de certains travaux permettant de déterminer des structures optimales en matière de résistance par rapport à leur masse [Li 2011b, Skelton 2014].

Les nombreux câbles présents dans les tenségrités en font également des systèmes adaptés à l'actionnement déporté, ce qui permet d'éviter le surpoids des actionneurs sur les parties mobiles. Ce type d'actionnement est effectivement usuellement exploité pour la robotique [Pinaud 2004, Moored 2011, Boehler 2017].



FIGURE 1.8 – La *Rainbow Arch*, Kenneth Snelson, 2001.



FIGURE 1.9 – Le *Kurilpa Bridge*, Brisbane, Australie, 2009.

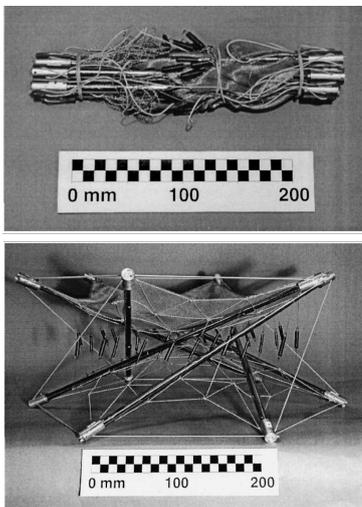


FIGURE 1.10 – Une structure déployable pour les applications spatiales [Tibert 2002].

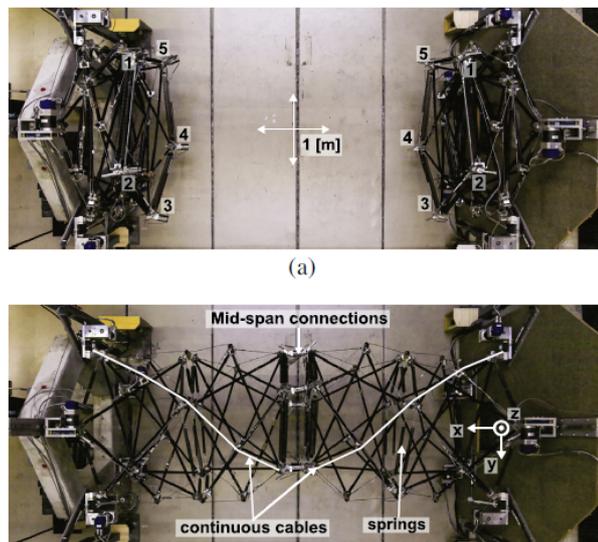


FIGURE 1.11 – Un pont déployable [Veuve 2017].

### 1.1.3.2 Développement de mécanismes compacts à grandes capacités de reconfiguration

Les mécanismes de tensegrité sont des mécanismes déployables. Cela signifie qu'ils peuvent être repliés et donc avoir une forme très compacte pour ensuite être dépliés pour réaliser une tâche. Cela les rend particulièrement intéressants pour les applications spatiales, où le système peut être déployé une fois arrivé à destination alors que son encombrement est limité pendant le transport [Tibert 2002] (Fig. 1.10). Cela permet également de réaliser des structures pour le génie civil pouvant se déployer, comme des ponts proposés dans [Rhode-Barbarigos L. 2012] ou dans [Veuve 2016, Veuve 2017] (Fig. 1.11). En robotique, ces capacités de reconfiguration impliquent premièrement de grandes possibilités de mouvement qui ont été largement exploitées pour la robotique mobile. On peut donner l'exemple du DuCTTv2 [Friesen 2016] (Fig. 1.12) qui peut se hisser dans des espaces restreints, la SUPERball qui peut basculer pour se mouvoir [Sabelhaus 2015] ou les travaux de [Paul 2006] où une tensegrité se déplace grâce à des mouvements cycliques. Deuxièmement, la déployabilité signifie que l'espace de travail peut être grand par rap-



FIGURE 1.12 – Le système DuCTTv2 [Friesen 2016].



FIGURE 1.13 – Le *Tensegrity Boom* [Pinaud 2004].

port à la forme repliée du mécanisme comme par exemple pour le *Tensegrity Boom* [Pinaud 2004] illustré en Fig. 1.13 ou le manipulateur actionné par câbles proposé dans [Arsenault 2006b].

### 1.1.3.3 Gestion des interactions

Lorsque des mécanismes de tensegrité compliants sont exploités, leur souplesse permet de s'adapter à l'environnement. En robotique mobile, cela se concrétise par la proposition de robots pouvant se déplacer dans des terrains difficiles comme la SUPERball [Sabelhaus 2015] ou par des robots se servant de l'environnement pour se mouvoir [Bakker 2015]. Au contraire, cette souplesse peut également être utilisée pour exploiter les mouvements de l'environnement comme dans [Vasquez 2014], où un système pour la production d'énergie par le biais d'une tensegrité passive s'adaptant aux vagues est proposé.

D'autre part, le niveau de précontrainte peut être modulé et une variation de la raideur du mécanisme peut être obtenue. Cela a par exemple été exploité pour proposer des atténuateurs de vibrations [Azadi 2010] (Fig. 1.14). Dans ce travail, Azadi a proposé un système dont la raideur peut être modulée en faisant varier la longueur des barres d'une tensegrité prismatique. Dans [Boehler 2016], un mécanisme à raideur variable à même été proposé pour le contexte médical pour les interactions avec l'Homme. Enfin, dans [Zappetti 2019], des tensegrités à raideur variable sont obtenues. Ces structures peuvent alors soit figer leur configuration même sous l'application d'une charge soit obtenir une souplesse désirée (Fig. 1.15).

De part ces travaux passés et ces propriétés d'intérêt, les mécanismes de tensegrité démontrent leur pertinence pour la réalisation de manipulateurs légers, résistants, possédant un grand espace de travail et permettant la gestion des interactions.

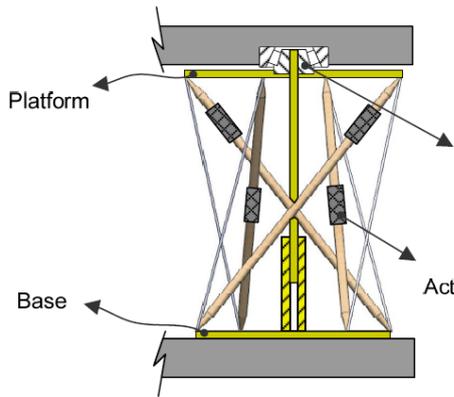


FIGURE 1.14 – Un isolateur de vibration [Azadi 2010].

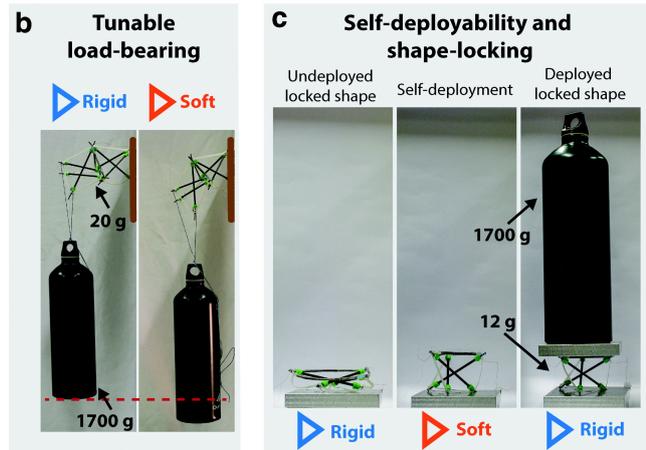


FIGURE 1.15 – Une tensegrité à raideur variable [Zappetti 2019].

## 1.2 Développement de manipulateurs en tensegrité

Le développement d'un manipulateur passe usuellement par quatre étapes principales. L'analyse est tout d'abord nécessaire pour déterminer les performances qui peuvent être attendues d'un mécanisme. Elle peut être utilisée pour évaluer des mécanismes existants ou déterminer les performances d'un système résultant de la seconde étape, la conception. Lors de cette étape de conception, la nature, le nombre et l'agencement des éléments structurels sont recherchés. Dans la troisième étape, la réalisation de la tâche de manipulation est réglée par la commande. Enfin, les solutions technologiques pour l'instrumentation, l'actionnement et les différents éléments de la structure doivent être sélectionnées. Le développement de manipulateurs robotisés nécessite de considérer simultanément l'ensemble de ces étapes. Néanmoins, chacune d'entre elles repose sur des outils et des méthodes qui lui sont propres. Il est donc important de discuter de chacune de ces étapes dans le cas du développement d'un manipulateur en tensegrité.

### 1.2.1 Analyse

La nature précontrainte et potentiellement compliant rend les mécanismes de tensegrité d'intérêt mais aussi difficiles à analyser. À cause des différentes propriétés obtenues, l'évaluation de ces mécanismes peut reposer sur divers critères. L'un des critères les plus importants pour la manipulation est l'espace de travail. L'espace de travail revient à déterminer toutes les poses accessibles de l'effecteur. Pour cela, la configuration obtenue pour des positions articulaires données doit être déterminée. Lors d'une telle analyse, différentes difficultés sont rencontrées. La nature autocontrainte couplée au nombre important d'éléments structurels représente un premier défi en matière de complexité. Des méthodes spécifiques dites de recherche de forme, ou *form-finding* en anglais, sont généralement exploitées [Tibert 2011]. Lorsque la structure est compliant, la détermination de la configuration et donc de l'espace de travail est d'autant plus difficile qu'elle peut être considérée sous charge si un effort extérieur est appliqué à la structure et à vide sinon. De plus, une même tensegrité peut posséder plusieurs configurations viables, correspondant chacune à une configuration d'équilibre stable, pour un ensemble donné de positions articulaires et un mode d'assemblage fixé. Ce comportement a par exemple été observé dans [Bayat 2007, Tanouye 2018]

et exploité dans [Sumi 2017] pour réaliser des structures multi-stables. Il a également été montré que la complexité du calcul de la configuration dépend du nombre et de la nature des éléments élastiques utilisés. Par exemple, pour la croix de Snelson présentée en Fig. 1.6, des solutions analytiques ont été déterminées lorsque que des cas symétriques avec des ressorts linéaires à longueur à vide nulle sont considérés [Arsenault 2006b, Wenger 2018]. Néanmoins, les solutions analytiques n'ont pas pu être déterminées pour des éléments élastiques légèrement plus complexes comme des ressorts linéaires à longueur à vide non-nulle. Des approches numériques sont alors généralement exploitées [Bayat 2007, Boehler 2014], et cela même pour l'une des tenségrités les plus simples sur le plan structurel.

Des critères pour évaluer spécifiquement les comportements sous charge des tenségrités ont également été proposés. La raideur a premièrement été discutée. L'évaluation de la raideur permet de déterminer au premier degré la déformation du mécanisme obtenue suite à l'application d'un effort extérieur. Pour calculer et exploiter la raideur, des méthodes et des indices divers ont été proposés comme par exemple dans [Guest 2006, Arsenault 2011, Boehler 2014]. Un autre critère d'intérêt est l'ensemble des efforts extérieurs admissibles comme proposé par exemple dans [van Riesen 2018] et bien connu des mécanismes à câbles tels que les robots parallèles à câbles [Gouttefarde 2006, Bouchard 2010].

Afin d'évaluer un mécanisme de tenségrité, plusieurs critères peuvent alors être considérés. De plus, l'analyse de leur configuration peut être délicate. Ces deux points font de l'analyse une étape complexe avec une question ouverte à notre sens :

<b>Comment doit-on évaluer un mécanisme de tenségrité?</b>
--

### 1.2.2 Conception

Dans la littérature, un nombre significatif de systèmes exploitant des mécanismes de tenségrité a été introduit. La conception peut reposer sur différentes méthodes. Tout d'abord, on peut choisir une tenségrité connue, l'actionner puis l'analyser comme proposé par exemple dans [Azadi 2010, Paul 2006, Abadi 2014]. Dans [Böhm 2017], une méthode itérative est même mise en place afin d'évaluer de nombreuses architectures et identifier des tenségrités d'intérêt pour réaliser des systèmes multi-stables.

Une autre solution est de s'inspirer de la nature. Effectivement, une analogie courante est de considérer les éléments en compression comme des os et les éléments en traction comme des tendons. Ainsi, Lessard a proposé un manipulateur inspiré d'un bras humain [Lessard 2016] (Fig. 1.16). Dans [Sabelhaus 2016] l'inspiration provient cette fois d'une colonne vertébrale pour la réalisation de robots quadrupèdes. Dans [Furet 2018a], c'est un cou d'oiseau qui sert de modèle. Enfin, cette bio-inspiration permet également de tirer parti des modes de locomotion pour concevoir et commander des systèmes [Bliss 2013].

D'autre part, une méthode de conception usuellement utilisée est l'assemblage de tenségrités. Cette méthode a été exploitée dès le début de l'utilisation de ces systèmes avec la répétition d'une même structure pour la réalisation de sculptures en forme d'arches ou de tours ainsi que pour

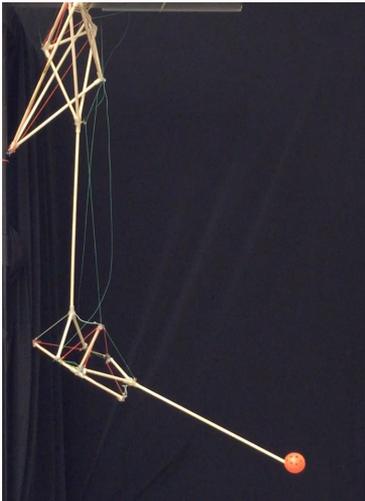


FIGURE 1.16 – Un bras bio-inspiré [Lessard 2016].

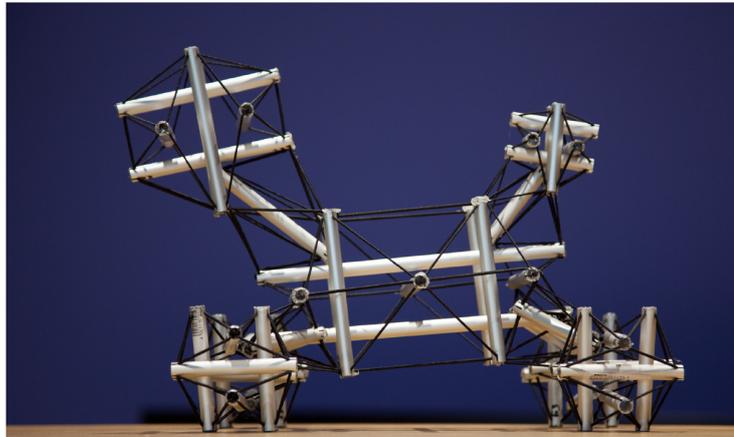


FIGURE 1.17 – Structure réalisée par assemblage de tensegrités élémentaires [Gauge 2015].

la réalisation de grilles [Angellier 2008] utilisées dans les structures de grande envergure. Une méthode de conception de structures passives utilisant des tensegrités élémentaires a même fait l'objet d'un brevet en 2016 [Bickel 2016] dont l'une des structures en découlant est illustrée en Fig. 1.17. Cette méthode a alors été exploitée pour réaliser diverses sculptures. Des structures actives telles qu'un pont formé d'une répétition de tensegrités annulaires [Rhode-Barbarigos 2010] ont également été proposées. En robotique, le même principe est généralement utilisé pour augmenter l'espace de travail ou les capacités de mouvement du mécanismes comme proposé dans [Arsenault 2006b, Furet 2018b, Bakker 2015].

Enfin, des méthodes de sélection des éléments structurels ont été proposées. Dans sa thèse [Arsenault 2006a], M. Arsenault propose des règles pour choisir le nombre de ressorts à intégrer dans la structure pour garantir la compliance. La sélection du nombre d'actionneurs et de capteurs ainsi que leur emplacement au sein d'une tensegrité ont été étudiés par Jager [Jager 2005] et Li [Li 2006] en formulant des problèmes d'optimisation. Cependant, ces développements considèrent une architecture donnée et un seul type d'actionneur ou de capteur. Enfin, différentes méthodes pour l'intégration d'actionneurs déportés ont été proposées dans [Moored 2011].

Le besoin principal recherché lors de la conception d'un manipulateur est l'obtention de mobilités désirées, usuellement définie par les degrés de liberté de l'effecteur. Les méthodes de conception proposées jusqu'alors pour les mécanismes de tensegrité ne permettent pas de déterminer les éléments structurels et leur agencement en fonction de ce besoin cinématique. Une question ouverte se pose alors :

**Peut-on proposer une démarche de conception adaptée aux manipulateurs en tensegrité ?**

### 1.2.3 Lois de commande

#### 1.2.3.1 Commande de structures légères et résistantes

Une propriété d'intérêt des mécanismes de tenségrité est leur grande résistance pour une faible masse. En plus de leurs particularités structurelles leur offrant cette résistance, l'ajout de lois de commande garantissant une configuration donnée même sous l'application d'un chargement a été proposé. Le respect de la configuration sous charge a par exemple été considéré grâce à l'utilisation de méthodes d'apprentissage [Shea 2002] ou de méthodes stochastiques [Fest Etienne 2003]. Néanmoins, la légèreté du mécanisme couplée au manque d'amortissement et à la compliance peut impliquer la présence de vibrations. Ces dernières peuvent apparaître suite à des perturbations extérieures, mais peuvent également être causées par l'inertie des éléments structurels lors d'une modification de la configuration. La gestion de ces vibrations est alors un point critique à surveiller pour assurer l'intégrité d'une structure ou la précision d'une mise en position d'un manipulateur. Différents travaux dédiés à l'atténuation de ces vibrations par amortissement actif ont été proposés. Dans [Chan 2004], deux méthodes ont été proposées pour l'atténuation des vibrations sans reconfiguration. La première, appelée la *local integral force feedback*, amortit les vibrations dans chaque câble indépendamment en les commandant individuellement. Dans la seconde, une commande dynamique de l'ensemble de la structure est considérée. La *local integral force feedback* a montré être plus efficace que la seconde et est également intéressante car il existe toujours une commande qui diminue l'énergie et donc les vibrations si une mesure adaptée de l'effort dans le câble est possible [Chan 2004]. Cette stratégie nécessite néanmoins d'actionner les câbles, menant potentiellement à grand nombre d'actionneurs. Dans [Santos 2015], l'amortissement est réalisé grâce à des Alliages à Mémoire de Forme (AMF) permettant de déterminer la configuration adaptée à l'atténuation tout en répondant aux problématiques d'intégration. Pour le développement d'un manipulateur, des lois de commande traitant à la fois l'amortissement des vibrations et une reconfiguration de la structure doivent être considérées. Cela a été pris en compte dans [Wijdeven 2005] et dans [Averseng 2004, Averseng 2005] où des méthodes à deux boucles de commande sont proposées. La première boucle est alors exploitée pour les faibles dynamiques, c'est-à-dire la modification de la configuration, et la seconde pour les hautes dynamiques, c'est-à-dire les vibrations.

#### 1.2.3.2 Reconfiguration et respect des limites de fonctionnement

La reconfiguration est un point central de la commande puisqu'elle permet la réalisation de la tâche principale d'un manipulateur, la mise en position. Pour les mécanismes de tenségrité, la reconfiguration a également été exploitée pour la proposition de nouveaux moyens de locomotions [Paul 2006, Bliss 2013, Kaufhold 2017]. Ces approches sont néanmoins spécifiques aux robots mobiles et ne sont pas approfondies dans ce document.

Lors de la reconfiguration d'un mécanisme de tenségrité, différentes limites de fonctionnement doivent être respectées. Premièrement, il est nécessaire de garder une configuration viable où l'équilibre est assuré, c'est-à-dire Eq. (1.1) est respectée. Pour ce faire, les configurations d'équilibre peuvent être identifiées et utilisées pour le développement de commandes de déploiement et de suivi de trajectoire [Masic 2004, Pinaud 2003, Pinaud 2004].

## Chapitre 1. État de l'art des mécanismes de tenségrité

Ces structures comportent des éléments en traction tels que des câbles qui doivent rester en tension pour garantir l'intégrité de la structure. Une tension minimale est alors nécessaire. D'autre part, une limite maximale à ces tensions existe également afin d'éviter la fatigue mécanique ou même la rupture de ces éléments. Les efforts internes doivent donc être constamment pris en compte dans la commande. Une solution pour la reconfiguration des tenségrités est de déterminer a priori les configurations d'intérêt du mécanisme puis d'effectuer une commande articulaire, par exemple en modulant la longueur des câbles grâce à des interpolations linéaires [Wijdeven 2005]. Dans cette stratégie d'actionnement, les états transitoires ne sont alors pas évalués et les efforts internes ne sont pas surveillés. Il a ainsi été observé dans [Wijdeven 2005] que des chutes de tension dans les câbles peuvent se produire. La solution proposée est alors d'ajouter une interpolation sur les efforts dans les câbles.

D'autre part, grâce à la présence de nombreux éléments structurels, une multitude d'actionneurs peuvent être intégrés dans la structure. Des systèmes redondants peuvent alors être obtenus et ont été exploités pour commander à la fois la configuration de la structure et les niveaux d'efforts dans les éléments. Ainsi, dans [Aldrich 2005], un système redondant illustré en Fig. 1.18 est utilisé et une minimisation des variations de tension tout en gardant cette dernière dans une plage de fonctionnement est réalisée. Enfin, la minimisation de l'énergie mise en jeu lors d'une reconfiguration a été proposée [Aldrich 2006, Friesen 2014, Sultan 2014], tout en garantissant des tensions positives dans les éléments en traction.

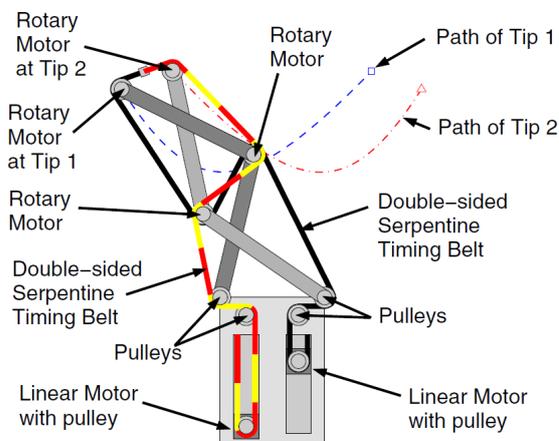


FIGURE 1.18 – Exemple d'un mécanisme de tenségrité redondant [Aldrich 2005].

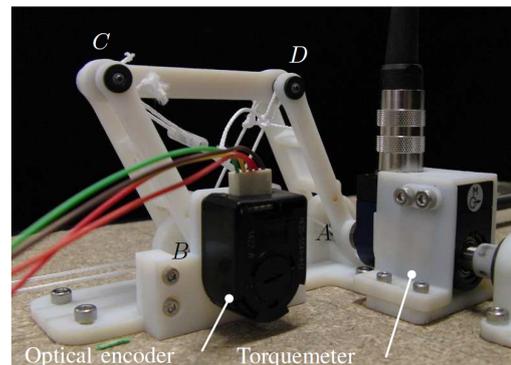


FIGURE 1.19 – Mécanisme 1 DDL pour la commande simultanée de la configuration et du niveau de raideur [Boehler 2017].

### 1.2.3.3 Commande de la raideur

Pour les mécanismes de tenségrité, la gestion d'un effort externe et donc du contact passe généralement par la modulation du niveau de raideur de la structure. Ainsi, dans [Zappetti 2019] des câbles fabriqués avec des alliages à bas point de fusion sont utilisés pour figer ou assouplir une structure. Ces mêmes câbles peuvent également être utilisés pour la reconfiguration. La réalisation simultanée de ces deux tâches n'est néanmoins pas proposée. Au contraire, dans [Boehler 2017], l'utilisation de deux câbles actionnés permet la commande de la raideur et de la configuration d'un mécanisme à 1 Degrés De Liberté (DDL) illustré en Fig. 1.19.

De nombreuses méthodes sont alors disponibles pour réaliser des changements de configuration, respecter les limites de fonctionnement, gérer des perturbations telles que l'application d'une charge ou l'apparition de vibrations et également modifier le niveau de compliance de la structure. Tous ces éléments doivent être pris en compte lors de la commande d'un manipulateur en tensegrité et la sélection de la loi de commande appropriée doit être discutée. Une nouvelle question ouverte est alors identifiée :

**Comment peut-on assurer une tâche de manipulation tout en respectant les limites de fonctionnement ?**

### 1.2.4 Solutions technologiques

D'après la définition des tensegrités, les éléments structurels peuvent être scindés en deux familles, les éléments en compression et les éléments en traction. Pour profiter de la grande résistance des tensegrités, les éléments en compression sont majoritairement des éléments rectilignes ou pouvant être décomposés de cette manière comme par exemple le tétraèdre proposé dans [Friesen 2016]. Certains travaux considèrent néanmoins des éléments en compression non rectilignes. Une sollicitation en flexion est alors induite réduisant la résistance de la structure mais permettant la proposition de nouveaux modes de locomotions [Kaufhold 2017] (Fig. 1.20) ou de minimiser les collisions entre les barres [Arsenault 2007]. Les éléments en traction peuvent quant à eux être rigides ou élastiques. Lorsqu'ils sont rigides, des câbles inextensibles [Arsenault 2006a] ont été considérés. Lorsqu'ils sont élastiques, des câbles élastiques [Moored 2011, Lessard 2016] ou des ressorts [Arsenault 2006a, Kaufhold 2017] ont été proposés. L'élasticité peut également se trouver directement dans les actionneurs comme présenté dans [Hirai 2013] avec des muscles pneumatiques (Fig. 1.21).

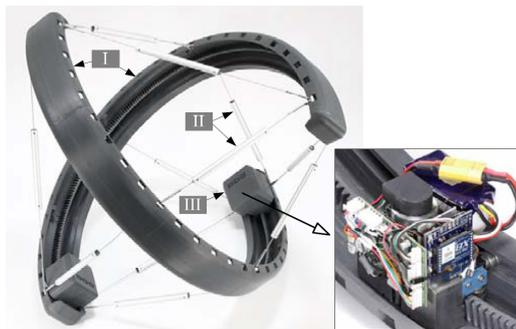


FIGURE 1.20 – Tensegrité à barres courbées [Kaufhold 2017].

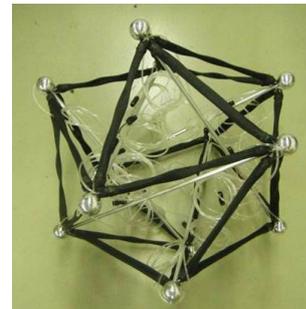


FIGURE 1.21 – Exploitation de muscles pneumatiques [Hirai 2013].

A cette variété d'éléments passifs se combinent différents choix pour l'actionnement. Tout d'abord, la modulation de la longueur des éléments en traction a été proposée par l'enroulement de câbles non-élastiques [Arsenault 2006b], de câbles non-élastiques placés en série avec des ressorts [Friesen 2016], de câbles élastiques [Moored 2011] ainsi que par l'utilisation de muscles pneumatiques [Hirai 2013] et d'alliages à mémoire de forme [Santos 2015] ou à faible point de fusion [Zappetti 2019]. La modulation de la longueur de câbles est adaptée à la réalisation d'actionnement déporté, et utilisée pour éloigner les actionneurs d'environnements à risque comme des champs magnétiques [Boehler 2016] ou un milieu aquatique [Moored 2011]. L'actionnement

linéaire des barres a aussi été proposé avec des actionneurs piézoélectriques [Azadi 2010], des actionneurs linéaires [Abadi 2014] et des polymères à mémoire de forme [Liu 2017]. Enfin des actionnements singuliers ont été proposés comme l'application de chargements externes pour modifier la forme d'une grille de tenségrités [Averseng 2004] ou la modification du centre de gravité pour la locomotion avec le déplacement d'un chariot le long des éléments en compression [Kaufhold 2017] (Fig. 1.20).

Différentes instrumentations pour mesurer la configuration de la structure ont également été proposées. Des capteurs proprioceptifs ont tout d'abord été considérés pour mesurer des forces et des couples [Sabelhaus 2015, Boehler 2017], des déplacements relatifs des éléments structurels [Boehler 2017, Friesen 2016], des accélérations par le biais de centrales inertielles [Sabelhaus 2015, Caluwaerts 2016] ou la distance entre deux nœuds avec des capteurs *time-of-flight* [Caluwaerts 2016]. Lorsque cette stratégie est choisie, un grand nombre de capteurs est alors nécessaire si la structure devient complexe [Sabelhaus 2015]. Une autre stratégie encore peu employée est de considérer des retours visuels grâce à une caméra pour déterminer la position des nœuds [Karnan 2017] ou directement la pose de l'effecteur [Moldagalieva 2019]. Certains travaux nécessitent de connaître et de maîtriser l'ensemble des tensions dans les câbles, par exemple [Wijdeven 2005]. Dans ces cas, la réalisation du système physique peut devenir complexe et coûteuse dû au nombre d'éléments dans la structure. Des tenségrités dites *hyper-actionnées* [Aldrich 2006] ont également été considérées, et l'implémentation est alors une vraie difficulté. Néanmoins, l'implémentation d'actionneurs pour tous les câbles a été réalisée expérimentalement [Sabelhaus 2015, Friesen 2016, Boehler 2017]. D'autre part, des systèmes sous-actionnés ont été proposés comme dans [Paul 2006] où une tenségrité prismatique sous-actionnée est exploitée. Enfin, des optimisations du nombre de capteurs et d'actionneurs pour des performances données a priori ont également été proposées [Jager 2005, Li 2006].

Différentes solutions technologiques existent donc pour chaque type d'élément structurel. En particulier, le choix de l'actionnement est central lors de la conception. Pour réaliser ce choix, la nature des actionneurs ainsi que leur localisation dans la structure doit être étudiée. Néanmoins, il est difficile d'évaluer leur influence sur le comportement du mécanisme à partir des travaux proposés dans la littérature. Enfin, plusieurs stratégies d'instrumentation sont disponibles et comportent chacune certaines limitations. La dernière question ouverte identifiée pour le développement de manipulateurs en tenségrité peut alors être exprimée comme :

**Quels actionnement, instrumentation et natures d'éléments structurels doit-on sélectionner ?**

### 1.3 Démarche et plan du manuscrit

Les mécanismes de tenségrité sont a priori de grand intérêt pour le développement de manipulateurs. Néanmoins, malgré le nombre croissant d'auteurs s'intéressant à ces systèmes pour la robotique, ils ne sont encore que très peu considérés lors de la conception de manipulateurs, et inexistantes pour les applications industrielles. Cela semble pouvoir s'expliquer par la présence de nombreuses questions ouvertes sur l'ensemble des étapes du développement : l'analyse, la conception, la commande et l'implémentation. Dans cette thèse, nous avons donc cherché à apporter des éléments de réponse à ces questions scientifiques pour aider au développement de

## Chapitre 1. État de l'art des mécanismes de tenségrité

---

manipulateurs en tenségrité.

Les éléments apportés pour répondre aux différentes questions sont organisés selon quatre chapitres dans ce manuscrit. Tout d'abord, l'analyse des mécanismes de tenségrité est discutée dans le **chapitre 2**. L'évaluation de ces mécanismes est alors étudiée avec la proposition d'un ensemble de critères d'analyse. Ces critères sont ensuite exploités pour évaluer l'influence du choix de l'actionnement. Grâce à ces évaluations, des mécanismes d'intérêt pour la conception sont identifiés.

Le **chapitre 3** se focalise sur la conception des manipulateurs. Les mécanismes d'intérêt identifiés au chapitre 2 sont tout d'abord exploités pour la proposition d'une approche de conception par assemblage de blocs. Suite à cela, un rapprochement avec d'autres structures déployables, les structures en ciseaux, est établi et une seconde approche de conception est déduite. Ces deux approches sont ensuite évaluées et confrontées avec une étude de cas pour la conception d'un manipulateur respectant une contrainte de centre de rotation déporté.

Dans le **chapitre 4**, la dernière pierre du développement de manipulateurs en tenségrité est posée avec l'étude de la commande. En particulier, deux commandes permettant la réalisation d'une tâche de manipulation et le respect des limites de fonctionnement sont développées. La première se focalise sur l'exploitation de la redondance de ces mécanismes, alors que la seconde repose sur un ralentissement du dispositif aux abords d'une limite. Ces deux propositions sont ensuite évaluées en simulation pour deux manipulateurs en tenségrité.

A l'issue de ces trois chapitres, nous disposons alors des outils et des méthodes pour le développement d'un manipulateur, du choix de son architecture à sa mise en mouvement. En **chapitre 5**, nous exploitons ces résultats pour développer un manipulateur dédié à une application soumise à de nombreuses contraintes, la manipulation magnétique pour les applications biomédicales. La manipulation magnétique ainsi que ses problématiques sont alors tout d'abord introduites, puis le dispositif proposé est présenté. L'implémentation et la fabrication de ce système sont ensuite discutées.

Enfin, suite au travail d'implémentation, une nouvelle problématique concernant la gestion des contacts est identifiée. Cette problématique est approfondie et des éléments de réponse sont apportés par la conception d'un nouveau capteur d'effort en **chapitre 6**. En particulier, un capteur à forte sensibilité lors de la transition du contact est obtenu grâce au développement d'un transducteur et d'une cellule de mesure optique dédiés.

# 2

## Analyse des mécanismes de tenségrité

---



La Plywood X-Piece, Kenneth Snelson, 1948.  
*L'étincelle qui déclencha l'étude des tenségrités.*

### Sommaire du chapitre

---

2.1	Configuration de tenségrité et évaluation . . . . .	22
2.1.1	Analyse de la configuration de tenségrité . . . . .	22
2.1.2	Évaluation d'un mécanisme de tenségrité . . . . .	25
2.2	Évaluation de l'influence du choix de l'actionnement . . . . .	28
2.2.1	La croix de Snelson actionnée . . . . .	28
2.2.2	Modes d'actionnement considérés . . . . .	29
2.2.3	Modélisation et outils d'analyse . . . . .	30
2.2.4	Évaluation des modes d'actionnement . . . . .	37
2.3	Identification de blocs élémentaires . . . . .	48
2.4	Bilan . . . . .	50

---

Dans ce deuxième chapitre, la question ouverte sur l'analyse et l'évaluation des mécanismes de tenségrité identifiée au chapitre 1 est approfondie et de premiers éléments de réponse sont proposés. Tout d'abord, un ensemble de critères est introduit pour permettre l'évaluation de ces mécanismes. Ces critères sont ensuite exploités pour évaluer plusieurs mécanismes construits à partir d'une croix de Snelson. Ces mécanismes exploitant différents modes d'actionnement sont alors comparés et l'influence du choix de ces derniers est discutée. Grâce à ces résultats, des blocs élémentaires pour la conception de manipulateurs en tenségrité sont identifiés et proposés.

### 2.1 Configuration de tenségrité et évaluation

Dans ce travail, nous considérons le développement de manipulateurs. Les mécanismes de tenségrité possèdent alors un effecteur dont les poses sont décrites par le vecteur des coordonnées opérationnelles  $\mathbf{p}$  et leur configuration est modulée grâce à des actionneurs dont l'état est décrit par le vecteur des coordonnées articulaires  $\mathbf{q}$ .

Les mécanismes de tenségrité sont des systèmes précontraints et leur configuration est alors régie par des contraintes géométriques, et également par des contraintes statiques. L'analyse de leur configuration passe alors par l'utilisation de modèles statiques [Arsenault 2006a]. Le modèle statique direct est utilisé pour déterminer la pose de l'effecteur en connaissant les coordonnées articulaires et les constantes géométriques et élastiques des éléments. Le modèle statique inverse permet de déterminer les coordonnées articulaires nécessaires pour obtenir une pose de l'effecteur désirée. Dans ce chapitre d'analyse, nous nous focalisons sur une étude statique des mécanismes de tenségrité. En particulier, nous nous concentrons sur la détermination de la configuration de tenségrité qui est une configuration équilibrée statiquement et stable.

#### 2.1.1 Analyse de la configuration de tenségrité

##### 2.1.1.1 Configuration d'équilibre

La détermination des configurations d'équilibre passe usuellement par l'utilisation de méthodes de recherche de forme [Juan 2008, Tibert 2011]. Deux familles de méthodes sont classiquement considérées. Tout d'abord, dans les méthodes cinématiques, l'état d'autoccontrainte est interprété comme une limite d'assemblage. L'étude peut alors être réduite à des interprétations géométriques. Parmi ces méthodes, on peut citer la relaxation dynamique où la longueur des barres ou des câbles est progressivement augmentée jusqu'à atteindre l'état d'autocontrainte [Tibert 2011]. Ces méthodes sont adaptées à l'étude de structures dont les éléments sont non-élastiques. Nous nous concentrons dans ce travail de thèse sur les mécanismes de tenségrité compliant. Il est donc indispensable de considérer les contraintes statiques. Les méthodes cinématiques ne sont alors pas approfondies pour laisser place aux méthodes dites statiques. Ces méthodes exploitent l'évaluation des efforts internes à la structure afin de déterminer la configuration d'équilibre, exprimée grâce la matrice d'équilibre  $\mathbf{A}$  introduite en Eq. (1.1).

Deux approches sont généralement considérées pour déterminer la configuration respectant l'équilibre statique. Dans la première méthode, un rapport effort/longueur constant, appelé densité de force, est imposé a priori pour chaque composant. On recherche ensuite à déterminer la matrice d'équilibre  $\mathbf{A}$  assurant l'équilibre statique. Il peut néanmoins être difficile de déterminer un jeu de densités de force permettant la détermination d'un état d'équilibre [Tibert 2011]. De plus, une même topologie peut amener à des configurations d'équilibre distinctes en fonction du jeu de

densité de force considéré. La seconde méthode pour déterminer l'équilibre statique est d'utiliser une approche énergétique. Les configurations d'équilibre correspondent alors aux minima locaux de l'énergie potentielle du mécanisme. La détermination de la configuration d'équilibre consiste dans ce cas à une minimisation de la fonction d'énergie potentielle du système pour trouver ce minimum local.

Pour illustrer cette méthode énergétique, nous introduisons le mécanisme de tenségrité à une dimension en Fig. 2.1. Ce mécanisme est composé d'une barre de longueur actionnée  $l_b$  et de deux ressorts attachés entre eux au point  $E$  ainsi qu'aux extrémités  $A$  et  $B$  de la barre (voir Fig. 2.1). On définit l'effecteur comme le point  $E$  de coordonnée  $x$ . Les ressorts sont linéaires avec des raideurs  $k_1$  et  $k_2$ , des longueurs à vide considérées nulles et des longueurs totales notées  $l_{r1}$  et  $l_{r2}$ .

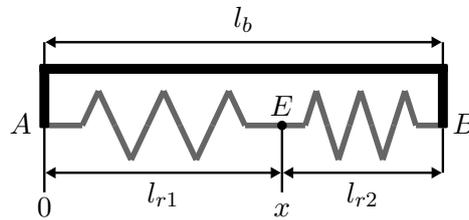


FIGURE 2.1 – Tenségrité à une dimension.

Pour ce mécanisme, les longueurs des ressorts s'expriment telles que

$$l_{r1} = x \quad \text{et} \quad l_{r2} = l_b - x \quad (2.1)$$

et l'énergie potentielle s'écrit

$$U = \frac{1}{2} (k_1 x^2 + k_2 (l_b - x)^2) \quad (2.2)$$

La configuration d'équilibre correspond à la solution de l'équation suivante :

$$\frac{\partial U}{\partial x} = k_1 x - k_2 (l_b - x) = 0 \quad (2.3)$$

On trouve alors le modèle statique direct :

$$x = \frac{k_2 l_b}{k_1 + k_2} \quad (2.4)$$

### 2.1.1.2 Stabilité

Un mécanisme peut être dans une configuration équilibrée mais instable. Dans ce cas, suite à l'application d'un effort, le système s'écartera de sa configuration initiale même si la perturbation est supprimée. Pour qu'une configuration soit de tenségrité, elle doit retourner à sa position d'équilibre, c'est-à-dire être stable. Cette stabilité peut être traduite par l'obtention d'un travail positif lors de la déformation du mécanisme suite à l'application d'un effort perturbateur sur la structure [Arsenault 2006a]. Les déplacements infinitésimaux  $\delta x$  du mécanisme sont reliés aux

## Chapitre 2. Analyse des mécanismes de tensesgrité

---

efforts perturbateurs  $\delta \mathbf{f}$  par la matrice de raideur  $\mathbf{K}$  du mécanisme telle que :

$$\delta \mathbf{f} = \mathbf{K} \delta \mathbf{x} \quad (2.5)$$

L'obtention d'un travail positif s'écrit :

$$\delta W = \delta \mathbf{x}^T \delta \mathbf{f} = \delta \mathbf{x}^T \mathbf{K} \delta \mathbf{x} > 0 \quad (2.6)$$

La matrice  $\mathbf{K}$  doit alors être définie positive pour assurer la stabilité.

Alternativement, la formulation énergétique peut être exploitée. Lorsque les efforts extérieurs appliqués sur la structure sont conservatifs, ce qui sera considéré être le cas dans la suite de ce manuscrit, la fonction de potentiel du mécanisme est exprimée comme

$$\mu = U - V \quad (2.7)$$

avec  $V$  le potentiel induit par l'application des efforts extérieurs. On peut donc écrire

$$\mu = U - \mathbf{f}^T \mathbf{q}_g \quad (2.8)$$

avec  $\mathbf{q}_g$  le vecteur de coordonnées généralisées définissant la configuration,  $U$  l'énergie potentielle stockée dans les éléments élastiques et  $\mathbf{f}$  les efforts extérieurs. La dérivée seconde par rapport aux coordonnées généralisées  $\mathbf{q}_g$  implique [Arsenault 2006a]

$$\delta \mathbf{f} = \frac{\partial^2 U}{\partial \mathbf{q}_g^2} \delta \mathbf{q}_g = \mathbf{H} \delta \mathbf{q}_g \quad (2.9)$$

La matrice  $\mathbf{H}$  est la hessienne de l'énergie potentielle et doit être définie positive pour assurer la stabilité.

Pour le mécanisme exemple proposé, la stabilité est trivialement vérifiée avec :

$$\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} = k_1 + k_2 > 0 \quad (2.10)$$

### 2.1.1.3 Expression de la configuration de tensesgrité

Le mécanisme est dans une configuration compatible avec sa géométrie si les fermetures de boucle écrites en Eq. (2.11) sont respectées.

$$\Phi(\mathbf{q}_g) = \mathbf{0} \quad (2.11)$$

Lorsque des éléments élastiques sont présents dans la structure, cette dernière peut être compliant. Il existe alors un vecteur de coordonnées  $\mathbf{q}_u \subset \mathbf{q}_g$  qui ne peut pas être déterminé par Eq. (2.11) uniquement. Ces coordonnées sont régies par les éléments élastiques et convergent vers un équilibre statique stable du système. La formulation énergétique est alors particulièrement intéressante

lors de l'analyse d'une configuration et permet d'exprimer cette condition par :

$$\begin{cases} \frac{\partial \mu}{\partial \mathbf{q}_u} = \mathbf{0} \\ \frac{\partial^2 \mu}{\partial \mathbf{q}_u^2} > 0 \end{cases} \quad (2.12)$$

Enfin, certains éléments structurels de ces mécanismes comme les câbles doivent être sollicités en traction et leur tension doit alors toujours être positive. On appelle  $\mathbf{t}_t$  le vecteur des efforts dans les éléments en traction. On doit alors vérifier la condition  $\mathbf{t}_t > \mathbf{0}$ .

Finalement, une configuration de tenségrité est obtenue lorsque  $\mathbf{q}_g$  est solution de l'ensemble des conditions suivantes [Boehler 2015a] :

$$\begin{cases} \Phi(\mathbf{q}_g) = \mathbf{0} \\ \frac{\partial \mu(\mathbf{q}_g)}{\partial \mathbf{q}_u} = \mathbf{0} \\ \frac{\partial^2 \mu(\mathbf{q}_g)}{\partial \mathbf{q}_u^2} > 0 \\ \mathbf{t}_t(\mathbf{q}_g) > \mathbf{0} \end{cases} \quad (2.13)$$

Nous utiliserons cette formulation dans la suite de ce manuscrit lors de l'analyse des mécanismes de tenségrité.

### 2.1.2 Évaluation d'un mécanisme de tenségrité

Les mécanismes de tenségrité sont employés pour le développement de manipulateurs pour tirer entre autres profit de leur potentiel grand espace de travail par rapport à leur taille et leur capacité à gérer des interactions avec l'environnement. Pour les caractériser, il faut alors disposer d'indicateurs adaptés.

Notre proposition est de considérer trois ensembles de critères. En premier lieu, nous utilisons des indicateurs de la capacité de reconfiguration qui est évaluée via des études de l'espace de travail à vide et de la dextérité. Ensuite, ces mécanismes étant autocontraints, il nous paraît nécessaire de surveiller les efforts internes et les énergies mises en jeu pour chaque configuration. Ceci forme le second ensemble. Enfin, le troisième ensemble caractérise la gestion des interactions avec la détermination des chargements extérieurs admissibles et la capacité du mécanisme à se déformer suite à l'application d'un effort.

#### 2.1.2.1 Évaluation de la capacité de reconfiguration

**Espace de travail à vide :** L'espace de travail à vide comprend l'ensemble des poses de l'effecteur atteignables et son évaluation est critique pour connaître les capacités de mise en position du mécanisme. L'espace de travail est généralement évalué pour des courses d'actionneurs données. Le comportement d'un mécanisme de tenségrité est intrinsèquement lié aux mouvements de ses éléments en tension qui ont des élongations admissibles maximales définies pour éviter notamment la rupture. Nous proposons alors de considérer les limites des courses d'élongation de ces éléments comme des données d'entrée. En d'autres mots, nous définissons l'espace articulaire comme toutes les valeurs de  $\mathbf{q}$  qui assurent que l'élongation  $d_e$  d'un élément élastique reste entre des valeurs

minimale et maximale d'élongation, notées respectivement  $\delta_{e_{min}}$  et  $\delta_{e_{max}}$ . L'espace de travail opérationnel  $\mathbf{W}_e$  est alors défini tel que

$$\mathbf{W}_e = \left\{ \mathbf{p}(\mathbf{q}_g) \mid \begin{array}{l} \Phi(\mathbf{q}_g) = \mathbf{0} \\ \frac{\partial U(\mathbf{q}_g)}{\partial \mathbf{q}_u} = \mathbf{0} \\ \frac{\partial^2 U(\mathbf{q}_g)}{\partial \mathbf{q}_u^2} > 0 \\ \mathbf{t}_t(\mathbf{q}_g) > \mathbf{0} \\ \delta_{e_{min}} \leq d_{e_i}(\mathbf{q}_g) \leq \delta_{e_{max}} \end{array} \right\} \quad (2.14)$$

avec  $i \in [1, n]$  et  $n$  le nombre d'éléments élastiques dans le mécanisme.

**Dextérité :** La capacité d'un mécanisme à générer des vitesses au niveau de son effecteur varie dans son espace de travail. La connaissance de ces variations est critique pour l'évaluation d'un mécanisme et pour sa mise en mouvement. En particulier, il peut exister des états singuliers où le mécanisme ne peut pas se déplacer dans certaines directions [Yoshikawa 1985] et la dextérité est alors grandement diminuée. L'évaluation de cette capacité à générer des vitesses passe généralement par l'étude de la jacobienne cinématique  $\mathbf{J}_d$  telle que

$$\dot{\mathbf{p}} = \mathbf{J}_d \dot{\mathbf{q}} \quad (2.15)$$

avec

$$\mathbf{J}_d = \frac{\partial \mathbf{p}}{\partial \mathbf{q}} \quad (2.16)$$

$\dot{\mathbf{p}}$  les vitesses de l'effecteur, soit les vitesses opérationnelles et  $\dot{\mathbf{q}}$  les vitesses articulaires. Pour l'évaluation de la dextérité, plusieurs critères peuvent être considérés à partir de cette matrice  $\mathbf{J}_d$ . Ici, nous désirons tout d'abord pouvoir appréhender les capacités globales d'un mécanisme et la proximité à des configurations singulières. La mesure de manipulabilité  $\mu_d$  introduite dans [Yoshikawa 1985] est alors choisie comme également récemment considérée dans [Mehrafrouz 2017, Rodelo 2018]. Cette mesure est calculée avec l'expression suivante :

$$\mu_d = \sqrt{\det(\mathbf{J}_d \mathbf{J}_d^T)} \quad (2.17)$$

Un inconvénient bien connu de ce critère est qu'il est difficile d'interpréter les résultats lorsqu'une matrice jacobienne non-homogène en matière de grandeurs physiques est étudiée. De plus, il est n'est pas possible de tirer des conclusions sur la direction des vitesses pouvant être générées à partir de  $\mu_d$ . Son utilisation doit donc être effectuée avec précautions en étudiant par exemple le conditionnement de  $\mathbf{J}_d$ . Pour cette évaluation, nous proposons d'ajouter un second critère en observant les valeurs singulières de  $\mathbf{J}_d$  pour affiner l'analyse et déterminer la capacité à générer des vitesses suivant chaque coordonnée de  $\mathbf{p}$ .

### 2.1.2.2 Évaluation de l'état d'autocontrainte

**Énergie potentielle :** Les mécanismes de tenségrité sont autocontraints et possèdent par conséquent une énergie potentielle non nulle au repos. Cette énergie potentielle peut être désirée minimale pour diminuer l'énergie nécessaire pour effectuer des mouvements, ce qui est également en faveur de la sûreté lorsque des interactions peuvent se produire. Au contraire, une grande énergie potentielle peut être d'intérêt pour réaliser des tâches de déploiement initial [Li 2011a] ou lorsque des grands niveaux d'énergie sont nécessaires de manière instantanée [Kovac 2008]. L'évaluation de l'énergie potentielle stockée dans un mécanisme de tenségrité nous semble donc importante dans notre contexte.

**Efforts internes :** La propriété d'autocontrainte signifie également que la configuration d'équilibre est obtenue grâce à des forces internes non-nulles. Ces forces ont un impact sur la conception des éléments structurels car ils doivent être dimensionnés en conséquence. Différentes natures d'éléments sont présentes dans une même structure avec la présence notamment de barres, de câbles et de ressorts. Pour évaluer ces efforts internes nous proposons donc d'utiliser un critère pour chaque nature d'éléments. En considérant que tous les éléments d'une même nature ont la même contrainte d'effort admissible, chaque critère correspond à la force maximale appliquée pour une configuration donnée à tous les éléments d'une même nature, c'est-à-dire toutes les barres, tous les ressorts ou tous les câbles.

### 2.1.2.3 Évaluation du comportement sous charge

Les mécanismes considérés sont compliants. Il est donc nécessaire de finir l'évaluation de leur configuration en déterminant leur comportement sous charge. Pour cela, nous proposons d'utiliser deux critères.

Tout d'abord, nous évaluons l'ensemble des efforts admissibles  $\mathcal{F}_{ext}$  qui est l'ensemble des efforts pouvant être appliqués à l'effecteur, tout en garantissant la configuration de tenségrité. Il est défini comme

$$\mathcal{F}_{ext} = \left\{ \mathbf{f}_{ext} \mid \exists \mathbf{q}_g \text{ t.q. } \left. \begin{array}{l} \Phi(\mathbf{q}_g) = \mathbf{0} \\ \frac{\partial \mu(\mathbf{q}_g, \mathbf{f}_{ext})}{\partial \mathbf{q}_u} = \mathbf{0} \\ \frac{\partial^2 \mu(\mathbf{q}_g, \mathbf{f}_{ext})}{\partial \mathbf{q}_u^2} > 0 \\ \mathbf{t}_i(\mathbf{q}_g, \mathbf{f}_{ext}) > \mathbf{0} \end{array} \right\} \quad (2.18)$$

Ce critère est important d'un point de vue applicatif car il permet de déterminer les capacités de mise en position d'un mécanisme tout en considérant une charge utile ou un effort défini par la tâche. Ce critère a également été exploité pour les robots à câbles où des limites en effort dans les câbles existent [Bouchard 2010]. D'autre part, il est important de déterminer la capacité du mécanisme à se déformer sous l'application d'un effort. Pour cela, on s'intéresse à la compliance du système. Cette propriété est d'intérêt puisque de nombreuses tâches robotisées sont caractérisées par un niveau de compliance désiré durant les interactions. Une grande compliance est par exemple nécessaire pour la manipulation d'objets fragiles ou lors d'interactions humain-robot, pour assurer une utilisation sûre du dispositif. Au contraire, une faible compliance peut être recherchée si les

déformations acceptables sont minimales, par exemple pour effectuer une mise en position avec une précision donnée d'un objet ou d'un outil. Cette compliance est donc étudiée en déterminant la matrice de compliance  $\mathcal{C}$  obtenue pour une configuration donnée. La compliance suivant chaque direction du mouvement et les couplages peuvent être ainsi déterminés. Cette matrice est exprimée comme

$$\mathcal{C} = \frac{\partial \mathbf{p}}{\partial \mathbf{f}_{ext}} \quad (2.19)$$

Les deux critères proposés sont locaux. Néanmoins, s'ils sont calculés pour toutes les configurations de l'espace de travail, les capacités sous charge du mécanisme peuvent être déterminées dans l'ensemble de son espace. Par conséquent, l'espace de travail sous charge ou les variations de la compliance peuvent être discutés et des critères globaux comme les extrema sur l'ensemble de l'espace de travail peuvent ensuite être calculés.

Nous avons ainsi vu dans la première section de ce chapitre que l'évaluation d'un mécanisme de tenségrité nécessite à notre sens une analyse simultanée de six critères répartis selon trois ensembles. Dans la suite de ce chapitre, ces derniers sont exploités afin d'évaluer des mécanismes de tenségrité.

## 2.2 Évaluation de l'influence du choix de l'actionnement

Nous avons vu au premier chapitre que de nombreuses solutions technologiques sont disponibles pour implémenter un mécanisme de tenségrité, sans aide précise pour la réalisation d'un manipulateur. Nous proposons alors de rechercher des premiers éléments de réponse en évaluant l'influence du choix de l'actionnement dans un mécanisme de tenségrité. Pour ce faire, nous choisissons la croix de Snelson comme une topologie de tenségrité de référence que nous actionnons avec différents modes d'actionnement pour former différents mécanismes. Dans la suite, nous définissons un mode d'actionnement d'une part par la nature de l'actionnement, c'est-à-dire la variable actionnée, et d'autre part par la position des actionneurs dans la structure. Nous évaluons ensuite les mécanismes obtenus avec les critères proposés précédemment.

### 2.2.1 La croix de Snelson actionnée

La Croix de Snelson (CS) [Snelson 1965] est une tenségrité plane composée de deux barres rigides reliées entre elles par quatre câbles formant une structure en forme de croix. Cette structure a servi de bases à de nombreux mécanismes de tenségrités exploitant différentes natures et positions des actionneurs [Arsenault 2006b, Boehler 2014, Wenger 2018, Furet 2018b, Bakker 2015]. De plus, son faible nombre d'éléments structurels permet d'effectuer une analyse exhaustive de l'actionnement, c'est-à-dire en considérant toutes les positions possibles des actionneurs.

La croix de Snelson a déjà été analysée par plusieurs auteurs, en particulier dans [Arsenault 2006a], où le nombre de ressorts nécessaires dans la structure pour qu'elle soit compliant a été déterminé. Ainsi, en utilisant une étude de la mobilité de cette tenségrité, il a pu être montré qu'un minimum de deux éléments élastiques parmi les éléments en traction est nécessaire pour obtenir un mécanisme compliant. Dans la suite de cette étude, on considèrera alors que tous les mécanismes évalués doivent avoir au minimum deux ressorts. Les ressorts linéaires sont souvent considérés dans les

mécanismes de tenségrité [Sabelhaus 2015, Friesen 2016, Arsenault 2006b, Boehler 2015a]. Pour des questions de simplicité d'analyse, ils peuvent être considérés avec des longueurs à vide nulles [Arsenault 2006a, Wenger 2018]. Néanmoins, implémenter le comportement d'un ressort à longueur à vide nulle exige d'intégrrer d'autres éléments mécaniques [Schenk 2007], ce qui n'est pas en faveur de la compacité. Nous considérons donc ici que tous les éléments élastiques sont des ressorts linéaires à longueur à vide non-nulle.

La tenségrité de référence proposée est représentée en Fig. 2.2. Tous les éléments en traction sont des ressorts. Les barres sont rigides et de longueurs  $l_{13}$  et  $l_{24}$ , reliant respectivement les nœuds  $A_1$  et  $A_3$  ainsi que les nœuds  $A_2$  et  $A_4$ . Pour garder une représentation simple et aider l'interprétation des résultats, une architecture symétrique par rapport à l'axe  $y$  est considérée avec l'utilisation de liaisons glissières aux nœuds  $A_1$  et  $A_4$  et un point d'attache au point  $O$ . A cause de ces conditions d'assemblage, deux ressorts sont nécessaires à la base. Pour simplifier les notations, chaque élément en traction est considéré composé de deux ressorts connectés de manière sérielle, réalisant un élément de raideur  $k$  et de longueur à vide  $l_0$ . Chaque ressort possède alors une raideur  $2k$  et une longueur à vide  $l_0/2$ .

L'objectif étant de réaliser une tâche de manipulation, un effecteur est intégré sous forme d'une plateforme de centre  $G$  de position  $g$ , connectée aux nœuds  $A_2$  et  $A_3$  comme illustré en Fig. 2.2.

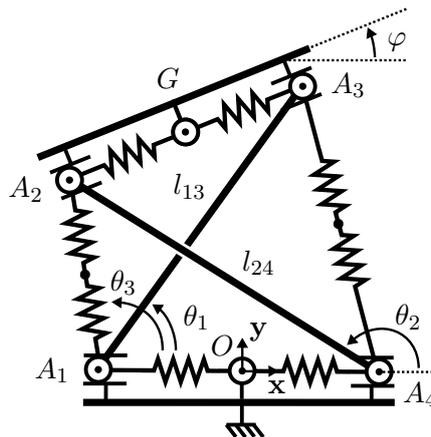


FIGURE 2.2 – Croix de Snelson de référence utilisée pour construire les mécanismes.

### 2.2.2 Modes d'actionnement considérés

#### 2.2.2.1 Natures d'actionnement

Nous considérons une seule nature d'actionnement au sein de chaque mécanisme évalué. Cela signifie que des combinaisons d'actionnement comme l'actionnement des barres et l'actionnement des câbles n'est pas envisagé dans un même mécanisme. Ceci va simplifier l'interprétation des résultats pour tirer des conclusions sur l'impact de chaque nature d'actionnement.

Premièrement, il est possible de faire varier la longueur des barres qui sont initialement rigides. Le mécanisme est alors désigné comme la Croix de Snelson à Barres Actionnées (BA). Deuxièmement, la longueur à vide ou la raideur des ressorts peuvent être modulées. Les mécanismes obtenus sont nommés respectivement CS à Longueur à vide Actionnée (LA) et CS à Raideur Actionnée (RA). Troisièmement, contrairement aux LA et RA, où la longueur des éléments élastiques dépend de l'équilibre statique, il est possible de contrôler directement cette longueur en remplaçant les

ressorts par des câbles non-élastiques dont la longueur est contrôlée. Le mécanisme est alors désigné comme CS à Câbles Actionnés (CA).

En résumé, quatre natures d'actionnement sont considérées et correspondent à des mécanismes de tenségrité nommé dans la suite de cette étude comme BA, LA, RA et CA.

### 2.2.2.2 Nombre et position des actionneurs

Pour cette étude, nous souhaitons conserver la compliance des mécanismes de tenségrité et deux ressorts sont alors nécessaires. Dans le cas des CA, cela signifie qu'un maximum de deux câbles peuvent remplacer les ressorts. Ce nombre d'actionneurs est alors considéré pour tous les mécanismes de tenségrité pour obtenir un maximum de mobilité tout en réalisant une comparaison juste des natures d'actionnement proposées.

Pour la BA, une seule localisation des actionneurs est possible puisque la CS ne possède qu'une seule paire de barres. D'autre part, la CS contient quatre éléments en traction, et six couples de position sont possibles pour deux actionneurs contrôlant ces éléments. En prenant en compte la symétrie architecturale, l'analyse peut être effectuée en ne considérant que quatre couples de positions qui sont représentés en Table 2.1 et nommés  $M_i, i \in [1, 4]$ .

Avec trois différentes natures d'actionnement pour les éléments en traction (LA, RA, CA), cela induit un compte de douze modes d'actionnement. Enfin, avec l'actionnement des barres, un total de treize différents modes d'actionnement sont considérés dans la suite. Chacun d'entre eux est nommé et l'ensemble est listé en Tab. 2.1.

### 2.2.3 Modélisation et outils d'analyse

#### 2.2.3.1 Modélisation des mécanismes

Le vecteur de coordonnées opérationnelles définissant la pose de la plateforme est noté  $\mathbf{p}$  et, puisque le mécanisme de ce cas d'étude est plan, on peut écrire  $\mathbf{p} = [\mathbf{g}^T, \varphi]^T$  avec  $\varphi$  l'orientation de la plateforme par rapport à la base. Le vecteur  $\mathbf{p}$  peut être exprimé à partir des positions des nœuds de la structure tel que :

$$\mathbf{g} = \mathbf{a}_2 + l_{2G}\mathbf{u}_{23} \quad \varphi = \arctan \left( \frac{\mathbf{u}_{23}^T \mathbf{y}}{\mathbf{u}_{23}^T \mathbf{x}} \right) \quad (2.20)$$

avec  $\mathbf{a}_2$  la position du nœud  $A_2$ ,  $\mathbf{u}_{23}$  le vecteur unitaire représentant la direction du nœud  $A_2$  au nœud  $A_3$ , et  $l_{2G}$  la distance entre le point  $A_2$  et le point  $G$ .

La première étape de la modélisation consiste à exprimer les coordonnées des nœuds à partir des contraintes géométriques. Pour déterminer l'équilibre statique, la formulation énergétique est considérée. Dans la seconde étape, l'énergie potentielle est alors être exprimée.

Les treize mécanismes considérés ne sont pas constitués des mêmes éléments structurels. Cinq modèles distincts sont alors exploités. Pour chaque modèle, les coordonnées des nœuds sont exprimées en fonction des coordonnées  $\mathbf{q}_u$  non contraintes par la géométrie. La longueur de chaque élément élastique est ensuite déterminée et l'énergie potentielle est dérivée. Tout d'abord, un premier modèle est proposé pour les mécanismes comportant quatre ressorts comme illustré en Fig. 2.2. Ce modèle est utilisé pour l'analyse de la BA, des LA et des RA. Les quatre modèles restants correspondent quant à eux à chaque CA illustrée en Fig. 2.3.

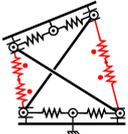
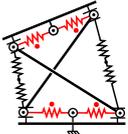
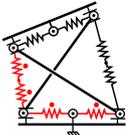
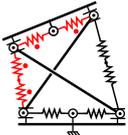
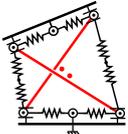
Localisation des actionneurs		Nature d'actionnement			
Désignation	Représentation	Longueurs à vide actionnées (LA)	Raideurs actionnées (RA)	Câbles actionnés (CA)	Barres actionnées (BA)
$M_1$		LA1	RA1	CA1	
$M_2$		LA2	RA2	CA2	
$M_3$		LA3	RA3	CA3	
$M_4$		LA4	RA4	CA4	
$l_{13}$ et $l_{24}$					BA

Tableau 2.1 – Les treize modes d'actionnement en fonction de la localisation et de la nature des actionneurs. Les mécanismes sont affichés avec en rouge et les actionneurs marqués d'un point. Pour les CA, ils sont remplacés par des câbles non-élastiques.

### 2.2.3.1.1 Modélisation des croix actionnées à quatre ressorts

Lorsque tous les éléments en traction d'une croix sont élastiques, alors cette dernière présente trois degrés de liberté non-contraints [Arsenault 2006a, Bayat 2007], ce qui implique  $\mathbf{q}_u \in \mathbb{R}^3$ . Les angles  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  et  $\theta_3$  définissent l'orientation des deux barres et d'un ressort, voir Fig. 2.2, ce qui est suffisant pour déterminer la configuration de la croix. Ces angles peuvent alors être considérés comme éléments de  $\mathbf{q}_u$ . Néanmoins, la croix proposée en Fig. 2.2 est fixée au bâti par le biais de ressorts. Il existe alors un degré de liberté supplémentaire, définissant la position du nœud  $A_1$  par rapport au point d'attache  $O$ . La coordonnée non-contrainte induite est donc la distance  $l_{1O}$  séparant  $A_1$  et  $O$ . De manière analogue, la plateforme définie comme l'effecteur du mécanisme, possède un degré de liberté en translation, et  $G$  peut alors se déplacer entre les nœuds  $A_2$  et  $A_3$ . La coordonnée non-contrainte associée est notée  $l_{2G}$  représentant la distance entre  $A_2$  et  $G$ . Pour les mécanismes à quatre ressorts proposés, on a alors  $\mathbf{q}_u \in \mathbb{R}^5$  avec  $\mathbf{q}_u = [\theta_1, \theta_2, \theta_3, l_{1O}, l_{2G}]^T$ . En considérant les relations géométriques dans les triangles  $A_i A_j A_k$ ,  $\{i, j, k\} \in [1, 2, 3, 4]$ ,  $i \neq j \neq k$

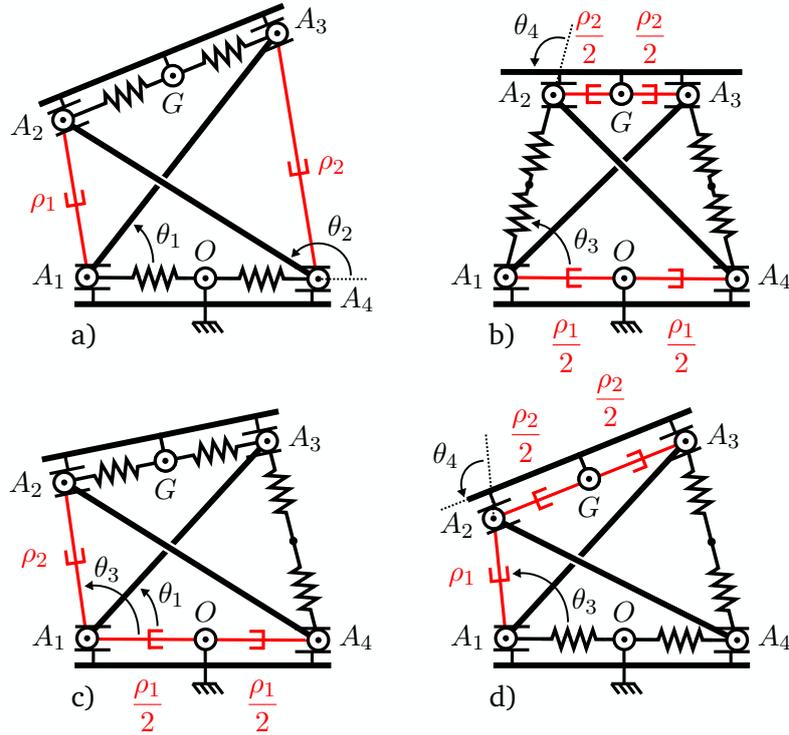


FIGURE 2.3 – Mécanismes à câbles actionnés avec en rouge les actionneurs a) CA1, b) CA2, c) CA3 and d) CA4.

et les équations de fermeture de boucle  $\Phi(\mathbf{q}_g) = 0$ , les coordonnées des nœuds sont écrites telles que

$$\begin{aligned}
 A_1 &= [-l_{1O} \quad 0]^T \\
 A_4 &= A_1 + [l_{14} \quad 0]^T \\
 A_2 &= A_1 + l_{12} [\cos(\theta_3) \quad \sin(\theta_3)]^T \\
 A_3 &= A_1 + l_{13} [\cos(\theta_1) \quad \sin(\theta_1)]^T
 \end{aligned} \tag{2.21}$$

avec

$$\begin{aligned}
 l_{12} &= l_{24} \frac{\sin(\theta_2)}{\sin(\theta_3)} \\
 l_{14} &= l_{12} \cos(\theta_3) - l_{24} \cos(\theta_2)
 \end{aligned} \tag{2.22}$$

et  $l_{ij}$  la distance entre les nœuds  $A_i$  et  $A_j$ . Les limites d'assemblage sont définies par  $\theta_i \in [0, \pi]$ ,  $i \in \{1, 2, 3\}$ .

L'énergie potentielle emmagasinée dans le mécanisme  $U(\mathbf{q}_g)$  est stockée dans les ressorts. Par conséquent, elle s'exprime comme

$$\begin{aligned}
 U(\mathbf{q}_g) &= \frac{1}{2} \left[ k_{12}(l_{12} - l_{012})^2 + k_{2G}(l_{2G} - l_{02G})^2 + k_{3G}(l_{3G} - l_{03G})^2 \right. \\
 &\quad \left. + k_{34}(l_{34} - l_{034})^2 + k_{1O}(l_{1O} - l_{01O})^2 + k_{4O}(l_{4O} - l_{04O})^2 \right]
 \end{aligned} \tag{2.23}$$

$k_{ij}$ ,  $k_{iO}$  et  $k_{iG}$  sont les raideurs des ressorts entre les nœuds  $A_i$  et  $A_j$ ,  $A_i$  et  $O$ ,  $A_i$  et  $G$  respectivement. Les mêmes notations sont utilisées pour les longueurs à vides  $l_{0ij}$ ,  $l_{0iO}$  et  $l_{0iG}$ . Les ressorts d'un même côté de la croix sont identiques. On peut donc également écrire :

$$\begin{aligned} k_{1O} &= k_{4O} = 2k_{14} \\ k_{2G} &= k_{3G} = 2k_{23} \\ l_{01O} &= l_{04O} = l_{014}/2 \\ l_{02G} &= l_{03G} = l_{023}/2 \end{aligned} \quad (2.24)$$

L'ensemble des coordonnées articulaires  $\mathbf{q}$  dépend du mode d'actionnement choisi. Les différentes expressions sont affichées en Tab. 2.2.

Mode	$\mathbf{q}$	Mode	$\mathbf{q}$	Mode	$\mathbf{q}$	Mode	$\mathbf{q}$
LA1	$[l_{012}, l_{034}]^T$	LA2	$[l_{014}, l_{023}]^T$	LA3	$[l_{014}, l_{012}]^T$	LA4	$[l_{012}, l_{023}]^T$
RA1	$[k_{12}, k_{34}]^T$	RA2	$[k_{14}, k_{23}]^T$	RA3	$[k_{14}, k_{12}]^T$	RA4	$[k_{12}, k_{23}]^T$
BA	$[l_{13}, l_{24}]^T$						

Tableau 2.2 – Coordonnées articulaires  $\mathbf{q}$  pour chaque croix actionnée à quatre ressorts.

### 2.2.3.1.2 Modélisation des croix à câbles actionnés

Pour les croix à câbles actionnées (CA), deux ressorts sur les quatre disponibles sont remplacés par des câbles non-élastiques. Une croix actionnée par câbles ne comporte alors qu'un degré de liberté non-contraint [Arsenault 2006a, Bayat 2007] qui préserve la compliance. Par conséquent, une seule coordonnée non-contrainte est nécessaire pour déterminer la configuration de la croix et  $q_u \in \mathbb{R}$ . Néanmoins, tout comme pour les croix actionnées à quatre ressorts, la position de la croix sur le bâti n'est pas contrainte si des ressorts sont attachés entre  $A_1$ ,  $A_4$  et  $O$ . Il en est de même pour l'effecteur dont la position n'est pas contrainte si des ressorts sont placés entre  $A_2$ ,  $A_3$  et  $G$ . En fonction de la position des câbles, les dimensions du vecteur  $\mathbf{q}_u$  varient alors avec  $1 \times 1$  pour la CA2,  $3 \times 1$  pour la CA1, et  $2 \times 1$  pour la CA3 et la CA4. Le vecteur  $\mathbf{q}_u$  exploité pour chaque croix à câbles actionnés est récapitulé en Tab. 2.3, ainsi que les modèles associés. Les coordonnées articulaires sont affichées en Fig. 2.3.  $\mathbf{R}_{\theta_i}$  est la matrice de rotation telle que

$$\mathbf{R}_{\theta_i} = \begin{bmatrix} \cos(\theta_i) & -\sin(\theta_i) \\ \sin(\theta_i) & \cos(\theta_i) \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

### 2.2.3.1.3 Efforts extérieurs et évaluation à vide

Pour l'évaluation, nous devons analyser le comportement sous charge des mécanismes. La présence d'efforts extérieurs sur la plateforme doit alors être prise en compte. L'étude de cas étant plane, nous représentons les efforts extérieurs appliqués à la plateforme en  $G$  par un torseur d'effort  $\mathcal{T}_{ext}$  tel que

$$\mathcal{T}_{ext} = \left\{ \begin{array}{c} \mathbf{f}_{ext} \\ \mathbf{m}_{ext} \end{array} \right\}_G \quad \text{avec} \quad \mathbf{f}_{ext} = [f_x, f_y, 0]^T \quad \text{et} \quad \mathbf{m}_{ext} = [0, 0, m_z]^T \quad (2.26)$$

Mode	CA1	CA2
$\mathbf{q}_u$	$[l_{14}, l_{1O}, l_{2G}]^T$	$l_{12}$
$\mathbf{q}$	$\rho_1 = l_{12}, \rho_2 = l_{34}$	$\rho_1 = l_{14}, \rho_2 = l_{23}$
$\Phi(\mathbf{q}_g)$	$\cos(\theta_1) = \frac{l_{13}^2 + l_{14}^2 - \rho_2^2}{2l_{13}l_{14}}$ $\cos(\theta_2) = \frac{\rho_1^2 - l_{24}^2 - l_{14}^2}{2l_{24}l_{14}}$ $A_1 = [-l_{1O} \ 0]^T$ $A_4 = A_1 + [l_{14} \ 0]^T$ $A_2 = A_4 + \mathbf{R}_{\theta_2} [l_{24} \ 0]^T$ $A_3 = A_1 + \mathbf{R}_{\theta_1} [l_{13} \ 0]^T$	$\cos(\theta_1) = \frac{\rho_1^2 + l_{12}^2 - l_{24}^2}{2l_{12}\rho_1}$ $\cos(\theta_4) = \frac{\rho_2^2 + l_{12}^2 - l_{13}^2}{2\rho_2l_{12}}$ $A_1 = [-\frac{\rho_1}{2} \ 0]^T$ $A_4 = -A_1$ $A_2 = A_1 + \mathbf{R}_{\theta_1} [l_{12} \ 0]^T$ $A_3 = A_2 + \mathbf{R}_{\theta_1}\mathbf{R}_{\theta_4} [-\rho_2 \ 0]^T$
$U(\mathbf{q}_g)$	$\frac{1}{2} [k_{2G}(l_{2G} - l_{02G})^2$ $+ k_{3G}(l_{3G} - l_{03G})^2$ $+ k_{1O}(l_{1O} - l_{01O})^2$ $+ k_{4O}(l_{4O} - l_{04O})^2]$	$\frac{1}{2} [k_{12}(l_{12} - l_{012})^2$ $+ k_{34}(l_{34} - l_{034})^2]$
Mode	CA3	CA4
$\mathbf{q}_u$	$[\theta_1, l_{2G}]^T$	$[l_{14}, l_{1O}]^T$
$\mathbf{q}$	$\rho_1 = l_{14}, \rho_2 = l_{12}$	$\rho_1 = l_{12}, \rho_2 = l_{23}$
$\Phi(\mathbf{q}_g)$	$\cos(\theta_3) = \frac{\rho_1^2 + \rho_2^2 - l_{24}^2}{2\rho_1\rho_2}$ $A_1 = [-\frac{\rho_1}{2} \ 0]^T$ $A_4 = -A_1$ $A_2 = A_1 + \mathbf{R}_{\theta_3} [\rho_2 \ 0]^T$ $A_3 = A_1 + \mathbf{R}_{\theta_1} [l_{13} \ 0]^T$	$\cos(\theta_3) = \frac{l_{14}^2 + \rho_1^2 - l_{24}^2}{2l_{14}\rho_1}$ $\cos(\theta_4) = \frac{\rho_1^2 + \rho_2^2 - l_{13}^2}{2\rho_1\rho_2}$ $A_1 = [-l_{1O} \ 0]^T$ $A_4 = A_1 + [l_{14} \ 0]^T$ $A_2 = A_1 + \mathbf{R}_{\theta_3} [\rho_1 \ 0]^T$ $A_3 = A_2 + \mathbf{R}_{\theta_3}\mathbf{R}_{\theta_4} [-\rho_2 \ 0]^T$
$U(\mathbf{q}_g)$	$\frac{1}{2} [k_{2G}(l_{2G} - l_{02G})^2$ $+ k_{3G}(l_{3G} - l_{03G})^2$ $+ k_{34}(l_{34} - l_{034})^2]$	$\frac{1}{2} [k_{34}(l_{34} - l_{034})^2$ $+ k_{1O}(l_{1O} - l_{01O})^2$ $+ k_{4O}(l_{4O} - l_{04O})^2]$

Tableau 2.3 – Modèles des croix à câbles actionnés (CA) en fonction de la position des câbles comme illustré en Fig. 2.3.

## Chapitre 2. Analyse des mécanismes de tenségrité

---

Les forces appliquées aux nœuds  $A_2$ ,  $A_3$  et  $G$ , respectivement  $\mathbf{f}_{A_2}$ ,  $\mathbf{f}_{A_3}$  et  $\mathbf{f}_G$ , sont ensuite déterminées grâce aux équations de la statique appliquées à la plateforme. Le potentiel  $V_{ext}$  induit par ces efforts s'écrit :

$$V_{ext} = \mathbf{f}_{A_2}^T \cdot \mathbf{a}_2 + \mathbf{f}_{A_3}^T \cdot \mathbf{a}_3 + \mathbf{f}_G^T \cdot \mathbf{g} \quad (2.27)$$

avec le nœud  $A_i$  défini par la position  $\mathbf{a}_i$ .

Lorsque l'analyse est réalisée sans efforts extérieurs, l'utilisation de ressorts identiques induit par le biais des équilibres statiques que le point  $G$  se trouve au milieu du segment  $[A_2A_3]$ . De même, la structure sera centrée avec le point d'attache en  $O$  au centre du segment  $[A_1A_4]$ . Deux contraintes géométriques supplémentaires peuvent alors être écrites telles que

$$\begin{aligned} l_{1O} &= l_{14}/2 \\ l_{2G} &= l_{23}/2 \end{aligned} \quad (2.28)$$

Les coordonnées  $l_{1O}$  et  $l_{2G}$  peuvent alors être déterminées à partir des coordonnées des nœuds de la structure. Le nombre d'inconnues lors de la détermination de l'équilibre statique est donc réduit, simplifiant leur détermination, explicitée en section suivante.

### 2.2.3.2 Détermination de la configuration de tenségrité

Une configuration de tenségrité est calculée pour un ensemble de coordonnées articulaires  $\mathbf{q}$  donné. Cette configuration est obtenue lorsque l'ensemble des conditions en Eq. (2.13) est respectée. Nous avons vu lors de la modélisation que l'expression de l'énergie potentielle  $U$  est déterminée par le biais des fermetures de boucle. Il n'est donc pas nécessaire de vérifier ces contraintes notées  $\Phi(\mathbf{q}_g) = \mathbf{0}$  explicitement. Pour déterminer les configurations stables du mécanisme, une approche séquentielle en quatre étapes est utilisée. La séquence est tout d'abord présentée avant de détailler les méthodes et outils exploités pour chacune d'entre elle.

1. L'équilibre statique est déterminé en calculant le zéro de la dérivée première de  $\mu(\mathbf{q}_g)$  par rapport à  $\mathbf{q}_u$ .
2. La stabilité mécanique de la configuration obtenue est vérifiée en calculant la dérivée seconde de  $\mu(\mathbf{q}_g)$  par rapport à  $\mathbf{q}_u$  et en vérifiant qu'il s'agit d'une matrice définie positive.
3. Les efforts internes sont ensuite calculés et les tensions dans les éléments en traction sont vérifiées.
4. Les conditions  $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4 \in [0, \pi]$  et  $A_{1x} < A_{4x}$  sont finalement vérifiées pour assurer le respect des limites d'assemblage et éviter l'obtention de configurations miroir par rapport aux axes  $x$  ou  $y$ .

**Équilibre statique** : Dans [Arsenault 2006b, Wenger 2018], les configurations de tenségrité ont été déterminées analytiquement pour des CS contenant des ressorts linéaires à longueurs à vide nulles. Quand des longueurs à vide non-nulles sont considérées, des analyses numériques sont généralement effectuées [Bayat 2007, Boehler 2015a]. Une analyse numérique est également considérée ici. Pour ce faire, les expressions de  $\mu(\mathbf{q}_g)$  ainsi que les dérivées premières et secondes sont exprimées analytiquement grâce à un outil de calcul formel assisté par ordinateur. Suite à cela, pour déterminer la configuration d'équilibre, une méthode de minimisation itérative est choisie. Un algorithme de Newton-Raphson est utilisé pour sa facilité d'implémentation, d'autres méthodes numériques étant envisageables. Le choix de l'outil numérique optimal pour notre besoin nécessite une étude à part entière, qui n'est pas approfondie ici. Il se peut que l'outil numérique choisi ne converge pas vers une solution. Dans ce cas, la configuration sera considérée invalide. Ceci dit, lors de cette étude de cas, aucun cas valide n'a impliqué une non-convergence. La matrice jacobienne impliquée dans l'algorithme de Newton-Raphson est notée  $\mathbf{J}_u$ , avec le terme  $\mathbf{J}_{u_{ij}}$  de la  $i$ -ème ligne et  $j$ -ème colonne exprimé comme

$$\mathbf{J}_{u_{ij}} = \frac{\partial^2 U(\mathbf{q}_g)}{\partial q_{u_i} \partial q_{u_j}} \quad (2.29)$$

L'algorithme de Newton-Raphson requiert une configuration initiale qui est solution de l'équation (2.13). Nous utilisons ici la configuration où le polygone  $A_1A_2A_3A_4$  est un carré, c'est-à-dire quand les deux barres sont de même longueur  $l_b$ , les ressorts ont des paramètres identiques et la longueur des éléments en traction est  $l_b/\sqrt{2}$ .

**Stabilité** : Lorsqu'il n'existe qu'une seule coordonnée non contrainte, c'est-à-dire  $q_u$  est un scalaire, il suffit de montrer que la dérivée seconde de l'énergie potentielle par rapport à  $q_u$  est strictement positive. Ceci peut être aisément calculé grâce aux expressions analytiques déterminées en étape précédente. Si  $\mathbf{q}_u$  est un vecteur alors la matrice hessienne de  $\mu$  doit être démontrée définie positive. La fonction d'énergie est de classe au moins  $C_2$  et ses valeurs sont réelles. D'après le théorème de Schwarz, la matrice hessienne est alors carrée symétrique. Pour déterminer si une telle matrice est définie positive, ses valeurs propres sont calculées et leur stricte positivité est vérifiée.

**Efforts internes** : Les efforts dans les éléments structurels doivent être déterminés. Ces efforts internes sont calculés grâce aux équations de la statique en chaque nœud. Suite à l'étape 1, les coordonnées des nœuds sont connues. La direction des éléments structurels ainsi que les efforts appliqués par les ressorts peuvent donc être calculés. Il suffit donc de déterminer les efforts internes dans les barres et dans les câbles. Les détails de ce développement pour chaque mécanisme en Tab. 2.1 sont présentés en annexe A.

**Vérification de la configuration** : La position des nœuds étant connue, les conditions sur les angles ainsi que sur les coordonnées  $A_{1x}$  et  $A_{4x}$  proposées en étape 4 peuvent être directement calculées et vérifiées.

### 2.2.4 Évaluation des modes d'actionnement

#### 2.2.4.1 Présentation des résultats

Les mécanismes sont définis par leur mode d'actionnement et par les valeurs des paramètres des éléments structurels. A ce jour, cette étude représente un premier pas vers l'analyse de l'influence du choix de l'actionnement. Nous proposons ici de fixer les valeurs des paramètres. Bien que ces valeurs ne correspondent pas à un besoin précis, nous les choisissons de telle sorte qu'elles correspondent à l'ordre de grandeur d'une tâche de manipulation dans un espace d'une centaine de millimètres de rayon, un ordre de grandeur compatible avec le travail décrit au chapitre 3 du manuscrit. Par conséquent, une longueur  $l_b = 100$  mm est choisie pour les barres, une longueur à vide des ressorts  $l_0 = 50$  mm est sélectionnée, une élongation des ressorts de  $\delta_e = [5, l_0]$  mm est autorisée et une raideur des ressorts de  $k = 20$  N/m est fixée. De telles dimensions permettent également d'assurer que la configuration initiale en forme de carré est bien une configuration de tenségrité.

L'espace de travail de chaque mécanisme est déterminé. Pour chaque configuration correspondant à une pose comprise dans l'espace de travail, la manipulabilité, l'énergie potentielle stockée dans les éléments élastiques et les efforts internes sont calculés. Les évaluations sous charge et de la dextérité suivant une direction donnée sont étudiées au cas par cas. Les résultats obtenus sont représentés par des cartes de performances. Une même pose de l'effecteur peut être obtenue pour différentes variables articulaires [Boehler 2014]. Les cartes de performance sont donc affichées dans l'espace opérationnel et dans l'espace articulaire. L'ensemble des cartes générées est disponible en annexe C. Dans la suite, nous présentons une liste de résultats significatifs extraits de l'analyse proposée. Ces résultats sont exploités afin de réaliser des comparatifs entre les mécanismes pour en déduire les intérêts et inconvénients de chaque mode d'actionnement. Différentes comparaisons et pistes pour la conception sont alors exposées tout au long de l'analyse proposée et sont récapitulées en dernière section de ce chapitre. Pour aider à l'illustration des comportements mis en lumière, quelques configurations de tenségrité sont affichées par-dessus les cartes de performances et correspondent à la pose correspondante à la position du point  $G$ . Ces tenségrités sont affichées avec les barres en lignes pleines, les éléments en traction actionnés (resp. passifs) en pointillés (resp. tirets), les nœuds par des points et la position  $g$  par un losange.

#### 2.2.4.2 Capacités de reconfiguration

##### 2.2.4.2.1 Calcul des critères

Il est bien connu que certains mécanismes de tenségrité peuvent avoir plusieurs configurations d'équilibre [Sumi 2017] pour des variables articulaires données  $\mathbf{q}$ . Cependant, ces configurations ne sont pas nécessairement atteignables sans l'application d'un effort externe. Dans cette étude, nous définissons l'espace de travail comme l'ensemble des poses de l'effecteur correspondant à une configuration de tenségrité et qui peuvent être atteintes à partir d'un état initial donné, c'est-à-dire suite à une succession de variations infinitésimales de  $\mathbf{q}$ . La sélection de  $\mathbf{q}$  est effectuée avec une approche systématique qui suit l'algorithme proposé en annexe B. Cette procédure est appliquée pour déterminer l'espace de travail à vide de chaque mécanisme.

Pour évaluer la dextérité, nous choisissons de déterminer la jacobienne cinématique  $\mathbf{J}_d$  numéri-

quement par la méthode des différences finies centrées. Cette jacobienne cinématique est ensuite exploitée pour calculer la manipulabilité du mécanisme ou bien la dextérité suivant les directions du mouvement en étudiant ses valeurs propres.

### 2.2.4.2.2 Résultats

Trois mouvements spécifiques peuvent être identifiés par l'observation des espaces de travail obtenus. Le premier est illustré en Fig. 2.4 pour une croix à Barres Actionnées (BA) où l'effecteur reste parallèle à la base du mécanisme dans l'ensemble de son espace de travail. Ce comportement est d'intérêt pour obtenir une modulation de position de l'effecteur. Le deuxième mouvement d'intérêt est obtenu quand des éléments en traction sont actionnés en configuration  $M_2$  (voir Tab. 2.1 pour la définition des  $M_i$ ). Une translation à 1 DDL est alors obtenue et illustrée en Fig. 2.5. Le mécanisme offre donc un comportement équivalent à un actionneur linéaire. Enfin, de larges reconfigurations en orientation de l'effecteur peuvent être observées avec les  $M_1$ ,  $M_3$  et  $M_4$ . En particulier, les  $M_1$  offrent la plus grande course angulaire avec des valeurs pouvant être positives ou négatives, comme illustré en Fig. 2.6, en comparaison avec les  $M_3$  et les  $M_4$  où l'espace de travail est asymétrique (Fig. 2.7).

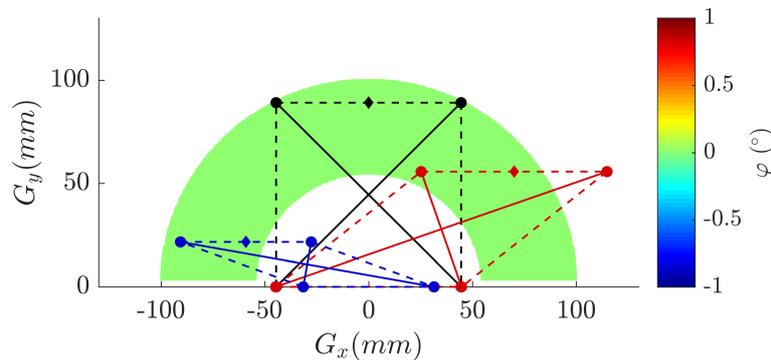


FIGURE 2.4 – Espace de travail obtenu pour la BA.

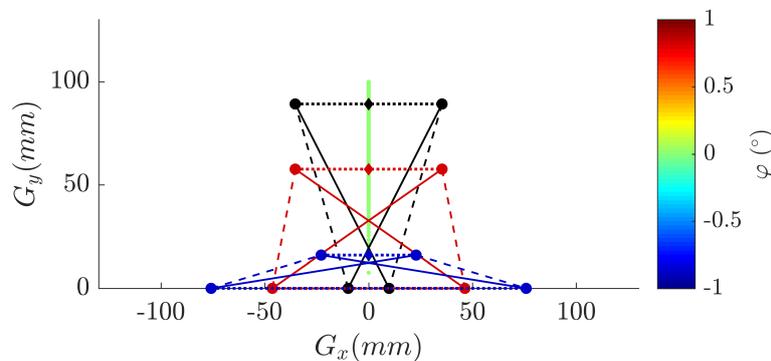


FIGURE 2.5 – Espace de travail obtenu pour la CA2.

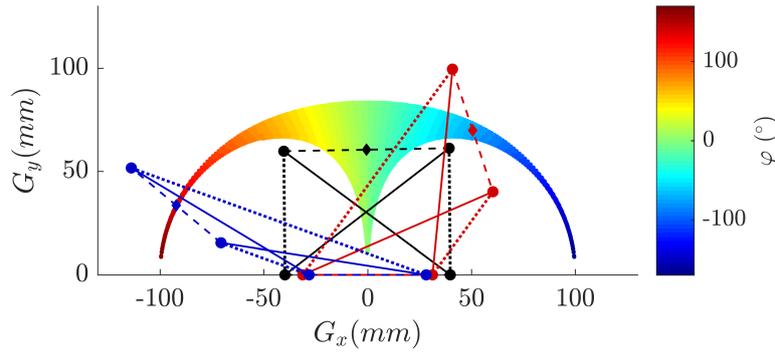


FIGURE 2.6 – Espace de travail obtenu pour la LA1.

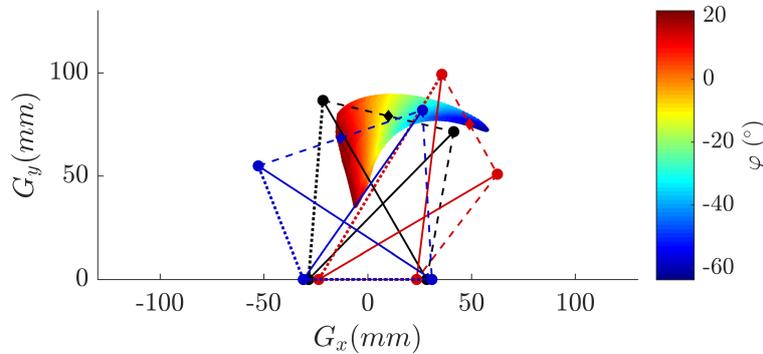


FIGURE 2.7 – Espace de travail obtenu pour la LA3.

Ces observations montrent que le mouvement de l'effecteur dépend fortement de la position des actionneurs. Cependant, pour la deuxième et la troisième situation exposée, la course de mouvement est également fonction de la nature des actionneurs. Pour évaluer ces courses de mouvement, nous définissons comme course opérationnelle la course en translation maximale pour les  $M_2$  et la course angulaire maximale pour les  $M_1$ ,  $M_3$  et  $M_4$ . L'évaluation des indicateurs est reportée en Tab. 2.4 avec les courses articulaires correspondantes. Ces résultats montrent clairement que les croix à Longueurs à vide Actionnées (LA) et Câbles Actionnés (CA) sont les mieux adaptées pour obtenir de grandes courses de mouvement. Cependant, les LA possèdent un meilleur rapport entre la course articulaire et la course opérationnelle. En d'autres mots, les LA sont les meilleures solutions si le plus grand mouvement pour une course d'actionneur donnée est recherché.

Localisation des actionneurs	Course articulaire			Course opérationnelle			
	LA (mm)	RA (N/m)	CA (mm)	Unité	LA	RA	CA
M1	150	103	192	(°)	340	74	342
M2	150	103	192	(mm)	94	28	92
M3 & M4	106	333	107	(°)	85	66	107

Tableau 2.4 – Courses articulaire et opérationnelle obtenues pour chaque mécanisme.

Les résultats obtenus avec les croix à Raideur Actionnée (RA) doivent être considérés avec une attention particulière car la manipulabilité présente de larges variations. Comme montré en Fig. 2.8, des valeurs de manipulabilité importantes sont obtenues lorsque la croix est déployée. À l’opposé, de très faibles valeurs de manipulabilité sont obtenues quand la croix est repliée. Les variations sont conséquentes et une échelle logarithmique est nécessaire pour les illustrer. Cela signifie que de larges variations des coordonnées articulaires impliquent des mouvements de faible amplitude lorsque la manipulabilité est faible. La figure 2.9 illustre ce comportement en affichant la position articulaire maximale pour atteindre un point donné de l’espace de travail d’une RA1<sup>1</sup>. Elle montre que seulement 50% de la course articulaire incluant la position articulaire minimale sont suffisants pour atteindre plus de 90% de la course opérationnelle obtenue avec la course complète. Lorsque des RA sont considérées, les courses articulaires doivent alors être choisies avec attention car une variation de la raideur des ressorts n’amène pas nécessairement à une augmentation d’intérêt de l’espace de travail.

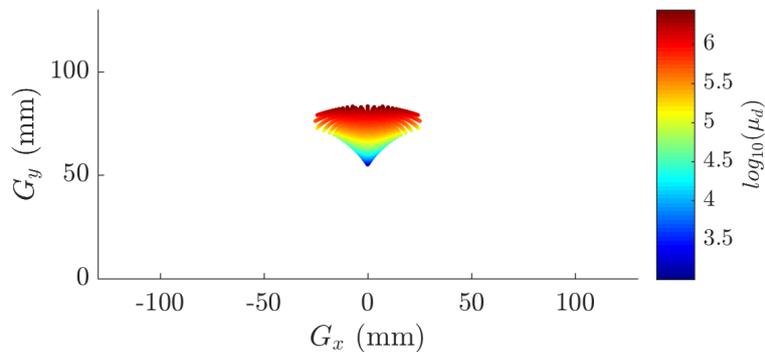


FIGURE 2.8 – Manipulabilité obtenue pour la RA1.

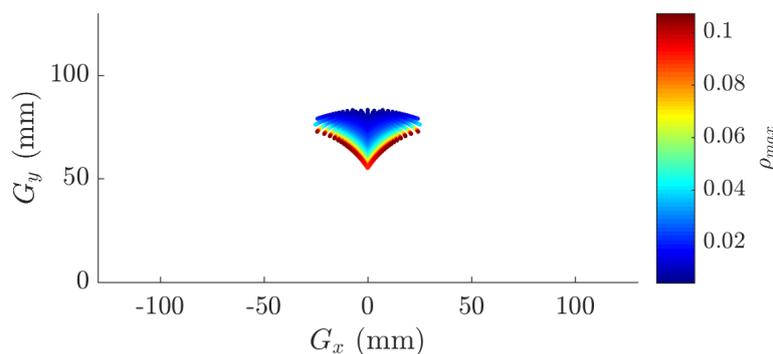


FIGURE 2.9 – Position articulaire maximale nécessaire pour atteindre chaque configuration de l’espace de travail pour la RA1.

1. Acronyme défini en Tab. 2.1 en page 31

## Chapitre 2. Analyse des mécanismes de tenségrité

L'analyse des variations de manipulabilité met également en valeur des résultats intéressants, tels ceux obtenus pour la BA. Pour ce mécanisme, une manipulabilité constante de 0.5 est obtenue dans l'ensemble de l'espace de travail (Fig. 2.10). Pour approfondir ce comportement, les valeurs singulières de la Jacobienne cinématique sont calculées et ont des valeurs de 1 (resp. 0.5) suivant la direction  $x$  (resp.  $y$ ). Cela signifie que pour une vitesse constante des actionneurs, la vitesse de l'effecteur n'est pas modifiée ce qui peut être d'intérêt pour la commande et la synthèse du correcteur adapté.

La M2 ne possède que 1 DDL avec un mouvement de translation suivant  $y$ . Aucune vitesse suivant  $x$  ne peut alors être générée. La manipulabilité devrait alors être nulle dans l'ensemble de l'espace de travail. Cependant de faibles valeurs peuvent être observées sur les cartes dues aux erreurs d'arrondi de la méthode numérique proposée. Enfin, les LA et CA sont des mécanismes similaires en matière d'espace de travail, mais également en matière de nature d'actionnement car lors de l'implémentation, l'ajustement des longueurs à vide est généralement réalisé en modulant la longueur d'un câble. Cependant, comme montré dans Tab. 2.5, la manipulabilité est significativement différente avec de plus grandes valeurs moyennes et maximales pour les CA. De la même manière, les cartes montrent que les mécanismes M3 et M4 ont des espaces de travail similaires. Cependant, les variations de manipulabilité sont différentes, en particulier pour les croix actionnées par longueur à vide pour lesquelles de hautes valeurs de manipulabilité ne sont pas localisées dans les mêmes zones de l'espace de travail, comme illustré en Fig. 2.11 et Fig. 2.12. Durant la conception, la manipulabilité obtenue peut donc être un facteur déterminant pour choisir le mode d'actionnement.

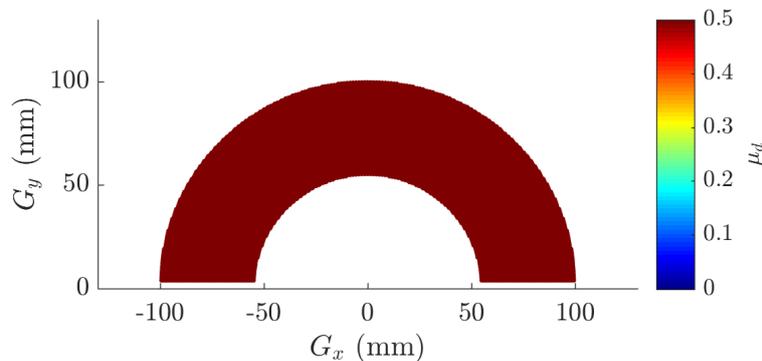


FIGURE 2.10 – Manipulabilité obtenue pour la BA.

SC	LA1	LA3	LA4	CA1	CA3	CA4
$\bar{\mu}_d$	0.23	0.14	0.15	0.32	0.38	0.34
$\mu_{d_{max}}$	0.28	0.34	0.30	0.76	2.74	0.73

Tableau 2.5 – Manipulabilité moyenne et maximale pour les LA et les CA. Les  $M_2$  ne sont pas considérés puisque  $\mu_d \approx 0$ .

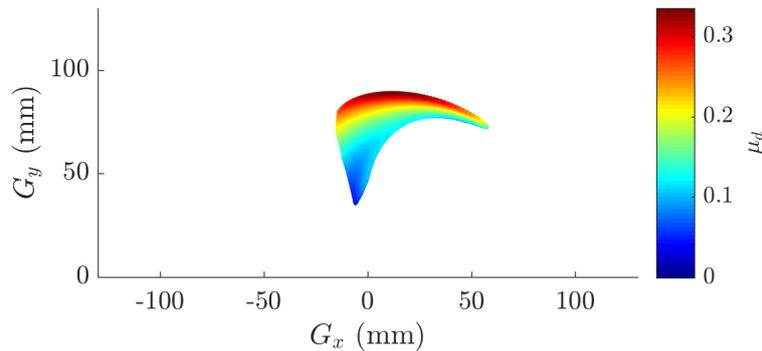


FIGURE 2.11 – Manipulabilité obtenue pour la LA3.

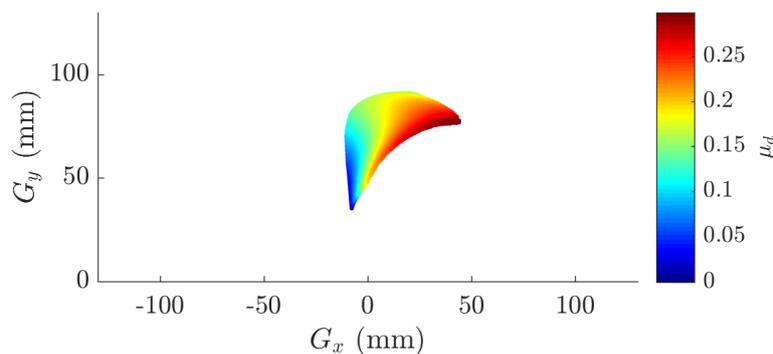


FIGURE 2.12 – Manipulabilité obtenue pour la LA4.

### 2.2.4.3 Énergie potentielle et efforts internes

#### 2.2.4.3.1 Minimisation de l'énergie potentielle

Pour minimiser l'énergie nécessaire pour effectuer une tâche ou pour assurer des interactions sûres, il est d'intérêt de minimiser l'énergie potentielle. Pour réaliser une synthèse de chaque carte représentant l'énergie potentielle, la valeur moyenne est calculée pour chaque mécanisme. Les valeurs sont reportées dans Tab. 2.6. Les mécanismes  $M_1$  et  $M_2$  possèdent la même énergie potentielle moyenne car ils peuvent être considérés comme un même mécanisme après une rotation de  $90^\circ$ . La même observation peut être réalisée pour les  $M_3$  et les  $M_4$ . Pour les  $M_1$  et les  $M_2$  les énergies potentielles maximales au sein de l'espace de travail pour les LA et les CA sont similaires avec respectivement 99 et 100 mJ, tandis que les énergies maximales pour les  $M_3$  et les  $M_4$  sont de 145 mJ pour les LA et 94 mJ pour les CA. En conclusion, les LA et les CA sont les mécanismes les plus appropriés pour la minimisation d'énergie potentielle. Sélectionner les LA ou les CA dépend ensuite des besoins, par exemple s'il est plus pertinent de minimiser l'énergie moyenne ou l'énergie maximale.

Position des actionneurs	LA	RA	CA	BA
$M_1$ & $M_2$	38.3	41.4	51.2	
$M_3$ & $M_4$	38.0	69.5	18.7	
$l_{13}$ & $l_{24}$				88.8

Tableau 2.6 – Énergie potentielle moyenne en mJ obtenue pour chaque mécanisme. En vert la valeur minimale de la ligne.

### 2.2.4.3.2 Maximisation de l'énergie potentielle

Une maximisation de l'énergie potentielle est désirée si un mécanisme doit être déployé sans effort extérieur. L'actionnement est alors utilisé pour replier le mécanisme avant de s'auto-déployer comme déjà proposé dans la littérature [Li 2011a]. Les  $M_1$  sont alors intéressants car les plus hauts niveaux d'énergie sont obtenus quand le mécanisme est replié comme illustré en Fig. 2.13. Au contraire, de hauts niveaux d'énergie sont atteints pour la BA et les  $M_2$  quand la croix est déjà déployée (Fig. 2.14). De même les  $M_3$  et les  $M_4$  ne présentent pas une énergie potentielle importante lorsqu'ils sont repliés, mais pour une configuration avec une orientation positive affichée en noir en Fig. 2.15. Par conséquent, la BA, les  $M_2$ , les  $M_3$  et les  $M_4$  ne sont pas les solutions les mieux adaptées pour l'auto-déploiement.

Durant l'auto-déploiement, l'effecteur d'un mécanisme va majoritairement suivre la direction définie par le gradient maximum d'énergie potentielle. Il est alors intéressant de voir que la direction dépend du choix du mécanisme et de sa configuration initiale. Par exemple, l'utilisation des configurations affichées en Fig. 2.13 génère un mouvement vertical alors que celle en Fig. 2.15 cause principalement une rotation. De nombreuses possibilités de trajectoires peuvent ainsi être obtenues avec le même mécanisme. Par exemple, des mouvements linéaires dans différentes directions peuvent être obtenus avec une BA (Fig. 2.14) en changeant la configuration avant libération de l'énergie, c'est-à-dire la configuration représentée en noir. Un tel comportement est analysé ici avec des hypothèses quasi-statique. L'impact de la dynamique doit également être ajoutée pour une analyse approfondie. Enfin, la BA possède la plus haute énergie potentielle avec 88.8 mJ, faisant d'elle la plus intéressante pour réaliser de grandes libérations d'énergie.

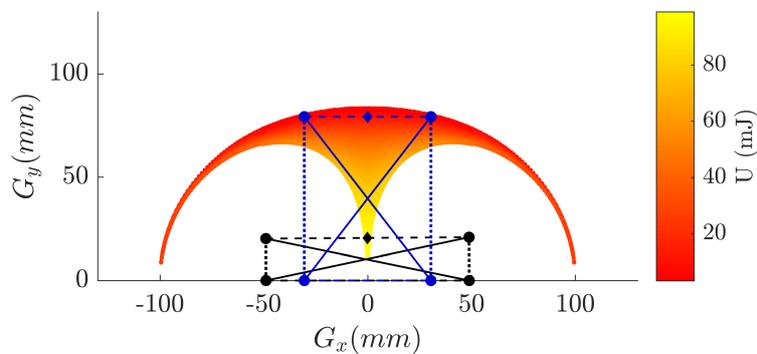


FIGURE 2.13 – Énergie potentielle de la LA1 avec des configurations à haute énergie en noir et à basse énergie en bleu.

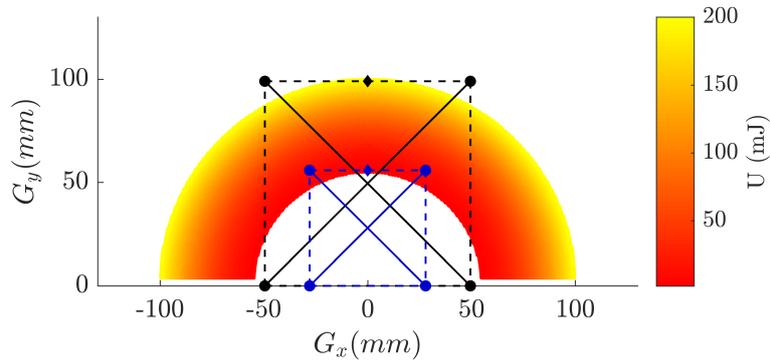


FIGURE 2.14 – Énergie potentielle de la BA avec des configurations à haute énergie en noir et à basse énergie en bleu.

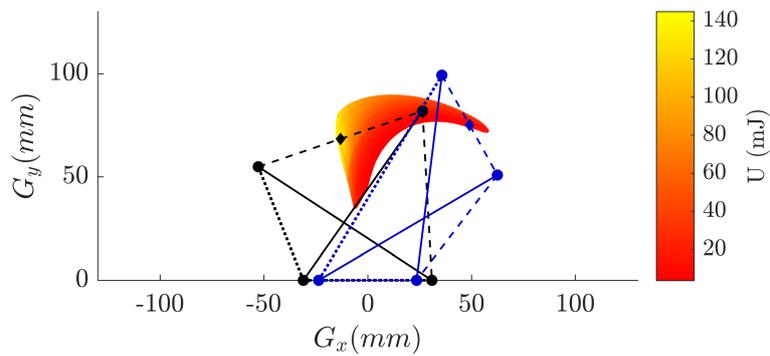


FIGURE 2.15 – Énergie potentielle de la LA3 avec des configurations à haute énergie en noir et à basse énergie en bleu.

### 2.2.4.3.3 Évolution des efforts internes

Lors de la conception, des efforts internes minimaux sont généralement recherchés. En Tab. 2.7, les efforts moyens et maximaux pour chaque mécanisme sont résumés. Les résultats montrent que même si la moyenne obtenue dans l'ensemble de l'espace de travail est faible, des efforts intenses peuvent être obtenus comme pour la CA3. Le comportement opposé est également identifié. Dans le cas de la RA1, les efforts moyens sont les plus importants de tous les mécanismes pour un ensemble de positions articulaires donné, mais les efforts maximaux sont les plus faibles. Ces observations peuvent être expliquées par les hauts efforts requis pour atteindre certaines zones spécifiques de l'espace de travail comme illustré pour la CA3 en Fig. 2.16, avec en noir la configuration correspondante. Ces cas ne correspondent néanmoins pas à des configurations singulières ou des limites d'assemblage, mais à des configurations où les elongations des ressorts sont les plus grandes. Cela montre l'importance d'une étude spécifique des efforts internes durant la synthèse d'un mécanisme de tenségrité car les zones impliquant de hauts efforts peuvent être facilement évités.

Mécanisme considéré	$\bar{f}_b$	$\bar{f}_s$	$\bar{f}_c$	$f_{b_{max}}$	$f_{s_{max}}$	$f_{c_{max}}$
BA	0.81	0.62		1.99	1.00	
LA1 & LA2	0.56	0.39		0.99	0.99	
RA1 & RA2	0.69	0.49		0.80	0.67	
CA1 & CA2	0.78	0.67	0.47	1.00	1.00	1.88
LA3 & LA4	0.56	0.39		1.24	0.99	
RA3 & RA4	1.27	0.92		1.99	1.69	
CA3 & CA4	0.57	0.37	0.43	3.28	1.00	2.92

Tableau 2.7 – Efforts internes moyens et maximaux dans l'ensemble de l'espace de travail pour chaque mécanisme. Valeurs en newtons.

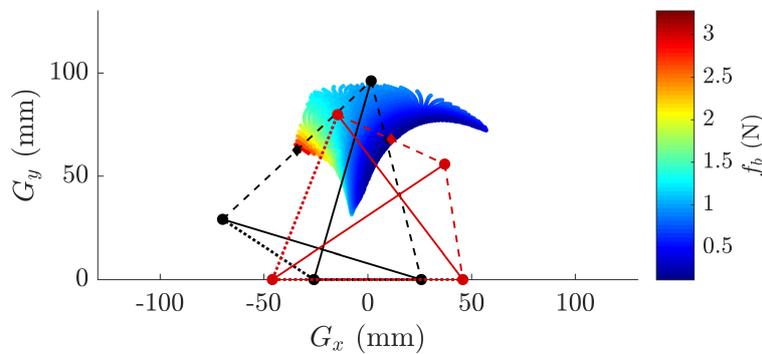


FIGURE 2.16 – Forces maximales dans les barres pour la CA3. En noir et en rouge les configurations avec les plus hautes et plus faibles forces internes dans les barres respectivement.

Pour les mécanismes  $M_1$ , les cartes calculées indiquent que de faibles efforts internes sont obtenus lorsque la structure est déployée. De plus, les hautes valeurs des coordonnées opérationnelles ont été observées dans ces configurations. Cela signifie que les capacités de mouvement de ces mécanismes peuvent être exploitées tout en minimisant les efforts internes. Pour les  $M_3$  et les  $M_4$ , les mêmes commentaires sont valides mais uniquement pour les rotations. D'autre part, la BA nécessite de hauts efforts internes pour atteindre les configurations déployées. Par conséquent, si un effort interne maximal est désiré, alors ces résultats peuvent permettre d'aider au choix du mode d'actionnement et des courses opérationnelles.

De plus, pour dimensionner un élément structurel, les forces maximales qui lui sont appliquées sont généralement considérées. En Tab. 2.7, on peut observer que la force maximale dans les ressorts est inférieure ou égale aux efforts dans les câbles ou dans les barres. Cela est à l'avantage du concepteur puisqu'il est plus aisé de concevoir des barres et des câbles que des ressorts avec de hauts efforts admissibles. Enfin, les barres ont une masse importante comparé à celle des ressorts et des câbles puisque leur section est plus importante pour résister au flambage. Pour concevoir un dispositif léger, il est donc intéressant de réduire les forces de compression dans ces éléments. En Tab. 2.7, nous observons que les forces maximales dans les barres sont plus faibles pour des mécanismes  $M_1$  que pour des mécanismes  $M_3$  ou  $M_4$ . Ainsi, en plus d'obtenir un espace de travail plus important, les  $M_1$  sont également plus intéressants que les  $M_3$  ou les  $M_4$  pour réaliser des mouvements tout en minimisant la masse du mécanisme.

### 2.2.4.4 Comportement sous charge

#### 2.2.4.4.1 Calcul des critères

Lors de l'analyse sous charge des croix actionnées, un grand nombre de données peut être obtenu, les efforts admissibles et la matrice de compliance étant calculés en un seul point de l'espace. Sans besoins spécifiques, il est alors difficile de réaliser une discussion pertinente pour comparer les mécanismes en générant tous les résultats disponibles. Nous proposons néanmoins une première discussion du comportement sous charge en étudiant la configuration initiale, c'est-à-dire lorsque les extrémités des barres forment les sommets d'un carré. Effectivement, cette configuration est d'une part identique pour tous les mécanismes et est de plus couramment rencontrée.

Ici, nous analysons le comportement sous charge des mécanismes dans cette configuration à partir des efforts maximaux admissibles et de la matrice de compliance. Pour déterminer les efforts admissibles, les forces admissibles et les moments admissibles sont déterminés séparément. Pour les forces admissibles, une force est appliquée au centre de la plateforme  $G$ . L'amplitude de la force est ensuite augmentée avec des variations infinitésimales, la configuration étant à chaque étape déterminée avec les modèles proposés en section 2.2.3.1. L'amplitude maximale admissible est obtenue lorsque la configuration de tenségrité n'est plus respectée au prochain incrément de l'amplitude de la force. Ce processus est répété pour toutes les directions de la force appliquée. Ces résultats sont affichés sous forme d'un graphique polaire représentant les efforts maximaux admissibles. L'ensemble des efforts admissibles est défini par la surface inscrite à la courbe tracée. Un exemple est présenté en Fig. 2.17 pour les croix possédant quatre ressorts, c'est-à-dire BA, LA et RA. L'angle représente la direction de la force et le rayon représente son amplitude. En plus de cette carte, quatre autres sont générées et correspondent aux croix actionnées par câbles.

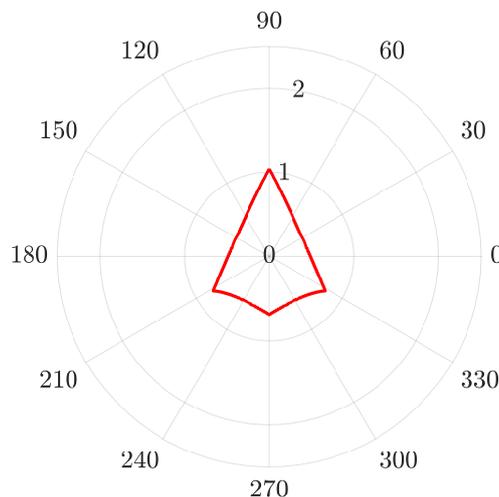


FIGURE 2.17 – Efforts admissibles maximaux pour la configuration initiale lorsque la croix possède quatre ressorts. L'orientation est en degrés et le rayon représente l'amplitude de la force en newtons.

Sur l'ensemble des cartes, on peut remarquer que les limites de l'espace des efforts admissibles est discontinu, chaque tronçon continu correspondant à une limite de la configuration de tenségrité.

Par exemple, pour les croix à quatre ressorts, ces tronçons correspondent à des chutes de tension dans les ressorts  $l_{3G}$ ,  $l_{2G}$ ,  $l_{12}$  et  $l_{34}$ , l'ordre correspondant aux tronçons dans le sens de rotation horaire à partir de  $0^\circ$ . On peut également observer qu'un effort nul est toujours admissible, puisqu'il correspond au cas à vide.

Les moments maximaux positifs et négatifs pouvant être appliqués au point  $G$  sont déterminés par une méthode similaire, soit en incrémentant l'amplitude du moment appliqué. Les résultats sont récapitulés en Tab. 2.8.

Croix	Moment positif admissible (Nmm)	Moment négatif admissible (Nmm)
<b>Croix actionnée à quatre ressorts</b>	34.8	-34.8
<b>CA1</b>	29.3	-29.3
<b>CA2</b>	14.2	-14.2
<b>CA3</b>	32.9	-18.8
<b>CA4</b>	32.9	-19.9

Tableau 2.8 – Moments admissibles maximaux.

Pour déterminer la matrice de compliance, on calcule le déplacement de  $G$  suivant  $x$  et  $y$  ainsi que le changement d'orientation suite à l'application d'une force suivant  $x$  noté  $f_x$ , suivant  $y$  noté  $f_y$  et le moment  $m_z$ . La matrice de compliance est ensuite déterminée par la méthode des différences finies centrées. Pour générer les résultats présentés ici, des valeurs  $f_x = f_y = 0.1$  N et  $m_z = 1.77$  Nmm sont utilisées. Cette valeur de moment  $m_z$  correspond au cas où des forces de  $\pm 0.5$  N sont appliquées aux nœuds  $A_2$  et  $A_3$  dans la configuration initiale. Dans la suite les déplacements sont en millimètres et les orientations sont en radians.

### 2.2.4.4.2 Résultats

Les cartes affichées en Fig. 2.18 et en Fig. 2.19 représentent les forces admissibles des croix actionnées par câbles CA1 et CA2. Sur ces cartes, on peut observer de grands efforts admissibles suivant  $y$  positif et négatif respectivement. Effectivement, dans ces directions, les câbles sont sollicités en traction. De plus, leur caractère non-élastique implique une absence de compliance suivant  $y$  comme le montre les matrices de compliance suivantes calculées dans la configuration initiale :

$$C_{CA1} = \begin{bmatrix} 27.50 & 0.00 & 0.00 \\ 0.00 & 0.00 & 0.00 \\ 0.00 & 0.00 & 0.00 \end{bmatrix} \quad C_{CA2} = \begin{bmatrix} 21.30 & 0.00 & -0.56 \\ 0.00 & 0.00 & 0.00 \\ -0.60 & 0.00 & 0.02 \end{bmatrix} \quad (2.30)$$

On remarque également que la CA1 ne possède de la compliance que suivant  $x$ . Cette compliance est induite par le montage de l'effecteur sur la tenségrité par le biais de ressorts et de liaisons glissières. Les positions des nœuds de la structure restent quant à elles inchangées pour tout effort extérieur appliqué au point  $G$ . La CA2 quant à elle ne peut pas se déformer avec un mouvement du point  $G$  suivant  $y$  et aucune déformation n'est obtenue lorsqu'un effort suivant cette même direction est appliqué pour la configuration étudiée. Des termes négatifs sont observés dans cette matrice. Par exemple, lorsqu'une force positive suivant  $x$  est appliquée, une orientation négative

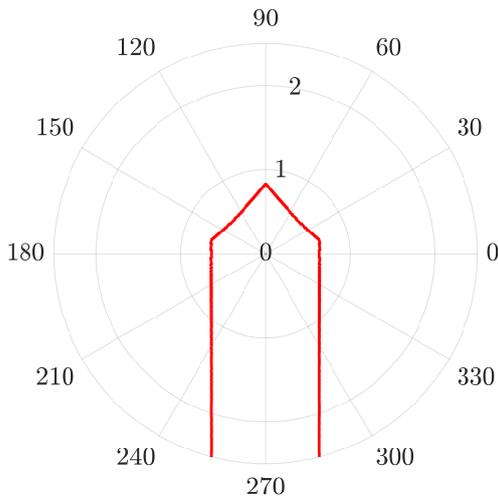


FIGURE 2.18 – Forces admissibles en N de la CA1.

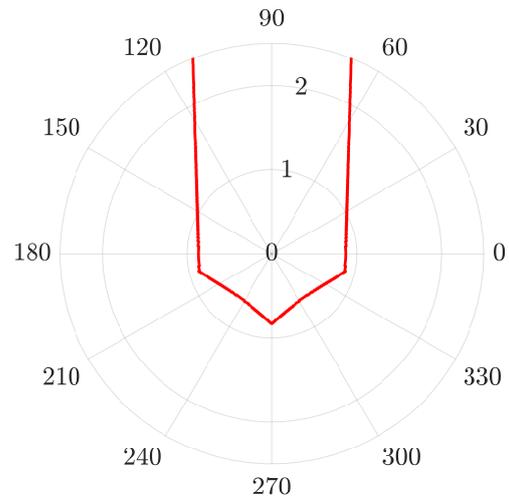


FIGURE 2.19 – Forces admissibles en N de la CA2.

de l'effecteur est induite, d'où la présence d'un changement de signe. En conclusion, les CA1 et CA2 sont particulièrement intéressantes lorsqu'un système compliant dans seulement certaines directions est désiré et lorsque des efforts extérieurs importants suivant une direction donnée sont considérés.

Les croix CA3 et CA4 ont des compliances très similaires comme le montrent les matrices ci-dessous :

$$C_{CA3} = \begin{bmatrix} 20.62 & -6.88 & -0.18 \\ -6.86 & 6.89 & 0.18 \\ -0.19 & 0.19 & 0.01 \end{bmatrix} \quad C_{CA4} = \begin{bmatrix} 20.69 & -6.87 & -0.18 \\ -6.90 & 6.87 & 0.18 \\ -0.20 & 0.19 & 0.01 \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

Ces matrices montrent également que de forts couplages existent au sein de la structure, ce qui suggère que l'exploitation de ces mécanismes sous charge risque d'être complexe.

Lorsque des tâches nécessitant des interactions sont considérées, la direction de l'effort extérieur n'est pas toujours *a priori* connue. Néanmoins, le système nécessite de la compliance pour la gestion de cette interaction. Dans ce cas, il est alors préférable de se tourner vers la CA3, la CA4 ou bien les croix actionnées possédant quatre ressorts qui peuvent se déformer suivant toutes les directions.

### 2.3 Identification de blocs élémentaires

Grâce à l'analyse de la croix de Snelson actionnée, trois blocs élémentaires peuvent être identifiés pour leurs mouvements spécifiques. Ces blocs sont définis par la position des actionneurs dans les structures et sont présentés dans le tableau 2.9.

Le premier bloc est la Croix de Snelson (CS) glissière. Il permet de réaliser un mouvement linéaire suivant 1 DDL et est équivalent à une liaison glissière suivant l'axe  $y$ . Son implémentation a été considérée avec deux actionneurs. Il est alors redondant. Une implémentation simplifiée est

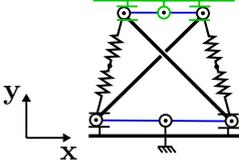
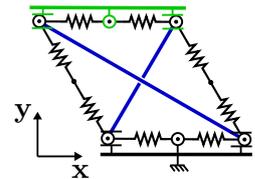
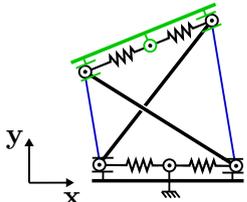
Désignation du bloc	Mécanisme tensegrité	Architecture du mécanisme
CS Glissière	$M_2$	
CS XY	BA	
CS Plane à 2 DDL	$M_1$	

Tableau 2.9 – Blocs élémentaires proposés et leur représentation. En bleu les éléments actionnés et en vert l'effecteur.

également possible en considérant un seul actionneur. La course de mouvement obtenue est néanmoins réduite.

Le second est la CS XY. Ce bloc est équivalent à une table XY, c'est-à-dire deux liaisons glissières assemblées perpendiculairement et en série. Avec un tel mécanisme de tensegrité, le contrôle de la position dans le plan est possible tout en assurant une orientation constante de l'effecteur. De plus, grâce à l'utilisation de deux actionneurs, chaque coordonnée de la position peut être modifiée indépendamment.

Le troisième bloc est la CS plane à 2 DDL. Ce mécanisme permet des mouvements plans de l'effecteur avec deux mouvements indépendants possibles. Parmi les mécanismes de tensegrité potentiels pour la construction de ce bloc, les  $M_1$  possèdent l'espace de travail ainsi que les efforts internes les plus intéressants et sont donc choisis. La CS plane à 2 DDL peut être ainsi utilisée pour fixer l'orientation de l'effecteur et la position suivant l'axe  $x$  ou l'axe  $y$  ou une trajectoire prédéfinie comme une combinaison des coordonnées  $x$  et  $y$ . Un grand choix de mouvements est alors disponible, allant d'une rotation suivant un cercle de rayon ajustable à une translation le long d'une direction combinée à une modification d'orientation.

Les résultats observés dans la section précédente concernant les capacités de reconfiguration, les

critères concernant l'autocontrainte ou la gestion des interactions peuvent désormais être exploités pour choisir la nature des actionneurs la mieux adaptée à une tâche donnée. Les résultats les plus intéressants pour le choix des actionneurs de la CS glissière et de la CS plane à 2 DDL sont récapitulés en Tab. 2.10. Ces comparaisons sont effectuées en considérant les performances de chaque bloc dans l'ensemble de son espace de travail. Leur utilisation doit alors être effectuée avec une attention particulière si la tâche à réaliser est ciblée sur course spécifique de la pose de l'effecteur. De plus, pour tous ces mécanismes, la raideur peut être réglée lors de la conception avec le choix des ressorts, ou par la commande.

En plus des critères présentés en Tab. 2.10, l'ensemble des efforts extérieurs admissibles et la compliance peuvent être des facteurs importants pour le choix de la nature de l'actionnement. Effectivement, lorsque des câbles non-élastiques sont considérés, de la compliance sélective peut être réalisée et de larges efforts extérieurs peuvent être appliqués lorsque ces derniers impliquent une tension des câbles. Néanmoins, la gestion des interactions reste limitée avec de faibles efforts admissibles suivant de nombreuses directions suite à des pertes de tension dans les câbles. Une perspective pour répondre à ce problème est d'étudier l'utilisation d'un ressort en parallèle avec le câble pour assurer la configuration de tenségrité même si une chute de tension dans le câble se produit, comme déjà proposé dans [Bakker 2015, Furet 2019].

Critère d'évaluation	Comparaison
Taille de l'espace de travail	CA > LA > RA
Course opérationnelle	CA ≈ LA > RA
Rapport course opérationnelle / course articulaire	LA > CA (RA NC)
Manipulabilité (CS plane à 2 DDL)	CA > LA (RA NC)
Énergie potentielle moyenne	CA > LA ≈ RA
Force maximale dans les barres	LA ≈ CA > RA
Force maximale dans les ressorts	LA ≈ CA > RA

Tableau 2.10 – Conclusions pour le choix de la nature de l'actionnement pour la CS glissière et la CS plane à 2 DDL. Les opérateurs  $A > B$  impliquent de plus hautes valeurs du mécanisme A par rapport au mécanisme B dans l'ensemble de son espace de travail pour le critère d'évaluation considéré. L'acronyme NC signifie Non Comparables à cause de quantités physiques de natures distinctes.

### 2.4 Bilan

Lors de ce second chapitre, l'analyse et l'évaluation des mécanismes de tenségrité ont été approfondies. Ainsi, nous nous sommes intéressés aux différentes propriétés d'intérêt des mécanismes de tenségrité, c'est-à-dire les capacités de reconfiguration, l'autocontrainte et la compliance. Nous avons alors proposé de les évaluer grâce à l'analyse simultanée de l'espace de travail, de la dextérité, de l'énergie potentielle, des efforts internes, des efforts extérieurs admissibles et de la matrice de compliance. Suite à cela, nous avons considéré et évalué treize mécanismes. Chacun de ces mécanismes est réalisé en actionnant une croix de Snelson par le biais d'un mode d'actionnement spécifique. De par l'analyse des résultats et la comparaison des comportements obtenus, nous avons pu caractériser l'effet de la localisation des actionneurs dans la structure sur les mouvements pouvant être générés. La nature de l'actionnement permet quant à elle d'optimiser des critères tels que l'énergie potentielle stockée ou les efforts internes à la structure, donnant au concepteur

des lignes directrices de conception lors de la réalisation d'un mécanisme. Grâce à cela, nous avons pu également identifier trois blocs élémentaires en fonction des mouvements admissibles : la CS glissière, la CS XY et la CS plane à 2 DDL. Ces blocs représentent donc un point de départ pertinent pour la conception de manipulateurs en tenségrité que nous allons exploiter dans la suite. Ce travail d'évaluation des mécanismes de tenségrité ouvre par ailleurs plusieurs pistes de travail nouvelles.

### **Approfondissement de l'analyse numérique**

Tout d'abord, un algorithme de Newton-Raphson a été ici exploité pour déterminer les configurations d'équilibre des mécanismes de tenségrité. Néanmoins, d'autres outils d'analyse numérique sont disponibles dans la littérature. Un approfondissement des résultats et du choix de la méthode pourrait alors être intéressant pour améliorer la recherche de configurations d'équilibre, par exemple en réduisant le temps de calcul ou en calculant de manière certifiée l'ensemble des configurations stables.

### **Exploitation des analyses sous charge**

Deuxièmement, les analyses sous charge proposées dans ce chapitre sont préliminaires. Effectivement, seule une configuration a été évaluée pour chaque mécanisme. L'analyse de multiples configurations, avec par exemple l'analyse des espaces sous charge ou de la compliance en divers points de l'espace de travail, et sa visualisation pourraient mener à de nouvelles informations menant potentiellement à de nouveaux arguments pour le choix du mode d'actionnement.

### **Étude de nouveaux mécanismes de tenségrité**

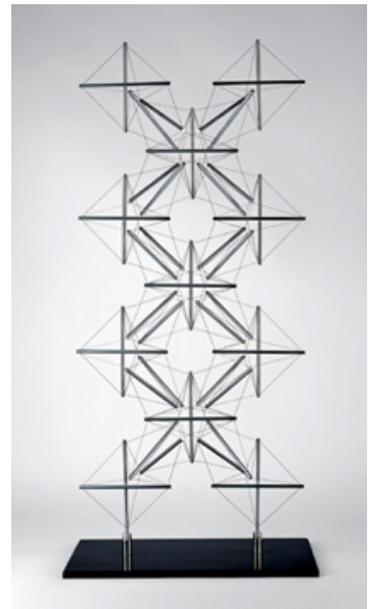
Enfin, l'actionnement hybride, qui consiste à considérer simultanément plusieurs natures d'actionnement, n'a pas été discuté. Un approfondissement de ce type de systèmes pourrait néanmoins porter ses fruits avec la conception de nouveaux mécanismes et donc potentiellement de nouveaux comportements d'intérêts. De plus, tous les mécanismes proposés dans ce chapitre ont été conçus à partir d'une croix de Snelson. D'autres tenségrités peuvent également servir de base à la conception de mécanismes. De nouveaux mécanismes élémentaires pourraient alors être trouvés pour enrichir la bibliothèque de blocs initiée.



# 3

## Conception de manipulateurs en tenségrité

---



La X-Planar Tower, Kenneth Snelson, 1962.  
*Un exemple d'assemblage de blocs  
élémentaires pour la sculpture.*

### Sommaire du chapitre

---

3.1	Exploitation d'un assemblage de blocs . . . . .	54
3.2	Exploitation d'une analogie avec les structures en ciseaux . . . . .	55
3.3	Conception de manipulateurs à centre de rotation déporté . . . . .	59
3.3.1	Contrainte de centre de rotation déporté . . . . .	59
3.3.2	Conception par assemblage de blocs . . . . .	59
3.3.3	Conception par analogie avec les structures en ciseaux . . . . .	64
3.3.4	Évaluation expérimentale . . . . .	67
3.3.5	Discussion . . . . .	76
3.4	Bilan . . . . .	76

---

La conception d'un manipulateur doit répondre en premier lieu à un besoin en matière de nature du mouvement désiré, c'est-à-dire de mobilités souhaitées. Dans le chapitre précédent, nous avons identifié des blocs élémentaires basés sur des mécanismes de tenségrité présentant des mouvements spécifiques. Dans ce chapitre, ils sont exploités pour proposer une approche de conception par blocs. Suite à cela, un rapprochement est réalisé entre les manipulateurs en tenségrité et les structures en ciseaux, des structures spécifiques considérées notamment pour leur déployabilité. Ceci nous amène à proposer une seconde approche de conception en exploitant certaines structures en ciseaux d'intérêt pour la manipulation. Les deux approches sont ensuite discutées par la conception de deux manipulateurs respectant une contrainte de centre de rotation déporté. Ces deux manipulateurs sont enfin fabriqués et évalués pour discuter les approches proposées.

### 3.1 Exploitation d'un assemblage de blocs

Nous avons vu au chapitre 1 que l'assemblage de tenségrités a déjà été exploité pour réaliser des structures statiques complexes. De plus, la pertinence de l'assemblage de croix de Snelson pour la conception de mécanismes plus complexes a été démontrée, en général par l'utilisation de croix identiques [Arsenault 2006b, Bakker 2015, Furet 2018b]. Il est possible avec les blocs élémentaires identifiés dans le chapitre précédent de réaliser des mouvements spécifiques. On propose alors d'assembler ces blocs pour créer des mécanismes de plus grande mobilité. Une telle approche par blocs élémentaires s'est effectivement avérée pertinente pour la conception de robots sériels ou parallèles avec l'utilisation de liaisons élémentaires et de schémas cinématiques, ou bien de mécanismes compliant [Henein 2000]. À partir de ces blocs, nous proposons alors une méthode systématique pour sélectionner l'architecture d'un manipulateur en tenségrité, c'est-à-dire les éléments structurels et la topologie. Cette méthode est formulée de manière générique dans cette section sous forme de quatre étapes. Elle est ensuite appliquée à un cas d'étude en section 3.3.

**Étape 1. Détermination du schéma cinématique :** Tout d'abord, le schéma cinématique approprié au besoin est construit à partir de liaisons élémentaires glissières et pivots.

**Étape 2. Conversion en mécanismes de tenségrité :** Les liaisons élémentaires sont remplacées par le ou les blocs élémentaires en mécanismes de tenségrité appropriés. Pour conserver les mobilités de chaque bloc, les équilibres statiques de ces derniers doivent être découplés. Par conséquent, l'assemblage d'un bloc doit être réalisé par le biais d'une pièce de découplage qui assure une position indépendante des nœuds de deux blocs distincts. Cette pièce de découplage est illustrée en rouge en Fig. 3.1. Elle est munie de deux liaisons glissières par bloc assemblé qui permettent aux nœuds de translater librement. Le point d'attache est réalisé au niveau des ressorts, assurant la symétrie architecturale désirée au chapitre précédent.

**Étape 3. Choix de la nature des actionneurs :** Comme indiqué au chapitre précédent, le choix d'un bloc élémentaire impose uniquement la position des actionneurs dans la croix de Snelson. La nature des actionneurs doit quant à elle être choisie en fonction des besoins, en suivant par exemple les indications proposées en Tab. 2.10 du chapitre précédent.

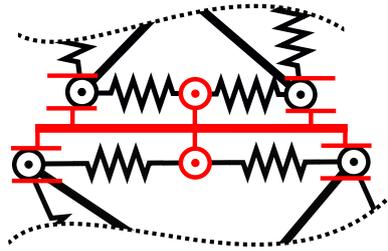


FIGURE 3.1 – Représentation schématique d'une pièce de découplage pour l'assemblage de deux blocs élémentaires.

**Étape 4. Dimensionnement du manipulateur :** A cette étape, l'architecture et les éléments structurels du manipulateur sont sélectionnés. Le dimensionnement des courses des actionneurs et des paramètres des éléments structurels est enfin effectué pour obtenir des performances adaptées à une tâche donnée.

La méthode proposée dans cette section est générique. A contrario, on peut également exploiter des structures spécifiques pour élaborer une méthode de conception. Dans la section suivante, nous exploitons alors des structures, dites en ciseaux, pour proposer une seconde approche de conception de manipulateurs en tenségrité.

### 3.2 Exploitation d'une analogie avec les structures en ciseaux

L'utilisation de ciseaux, aussi appelés pantographes ou unités, est bien connue du grand public avec leur utilisation pour divers systèmes, comme des plateformes élévatrices, des pinces ou même des jouets, qui sont illustrés en Fig. 3.2.



FIGURE 3.2 – Exemples d'utilisations courantes des ciseaux.

Les ciseaux sont généralement composés de deux corps rigides et sont définis par les lignes d'unité, c'est-à-dire les droites passant par les extrémités de ces corps comme illustré en Fig. 3.3 ainsi que par leur forme. Trois unités couramment exploitées sont l'unité en translation, l'unité polaire et l'unité angulée illustrées en Fig. 3.3, et offrant des formes déployées distinctes. Lorsque plusieurs ciseaux sont assemblés, une structure déployable est obtenue et est appelée structure en

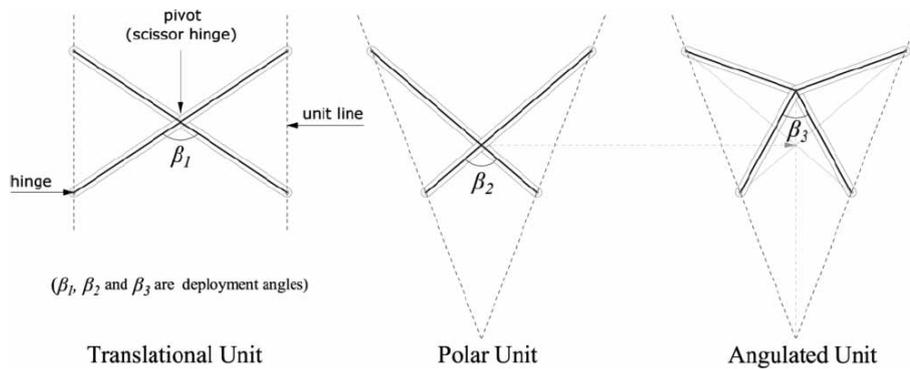


FIGURE 3.3 – Trois types d’unités de ciseaux : unité en translation, unité polaire et unité angulée [Maden 2011].

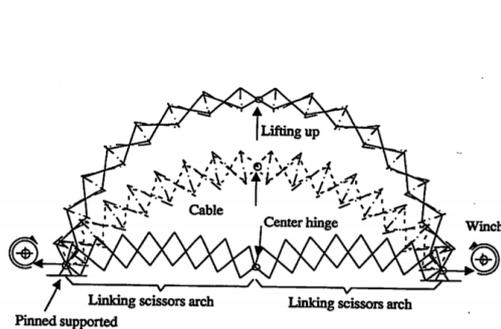


FIGURE 3.4 – La Cable Scissors Arch [Kokawa 1997].

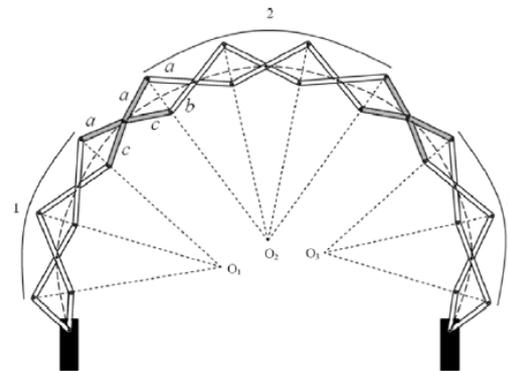


FIGURE 3.5 – Arche composée d’un ensemble de structures reconfigurables [Akgün 2010].

ciseaux. L’étude de ces structures déployables a débuté avec l’architecte Pinero en 1961 avec, entre autres, la proposition d’un théâtre mobile déployable [Pinero 1961]. Ces structures ont par la suite donné lieu à diverses propositions de nouvelles géométries planes et spatiales avec des mats ou des arches [Escrig 1993], des structures à déploiement radial comme des toits rétractables [Pellegrino 1999] ou bien des formes plus complexes comme discuté dans [Maden 2011]. Une grande variété de formes et de structures sont alors disponibles. De plus, bien qu’elles soient originellement passives, des structures en ciseaux actionnées ont également été proposées pour concevoir des mécanismes. Par exemple, dans [Kokawa 1997] un câble est ajouté afin de pouvoir déployer une arche en ciseaux appelée la *Cable Scissors Arch* (Fig. 3.4). Dans [Akgün 2010], la modification de la configuration d’une arche est étudiée avec l’ajout d’actionneurs dans la structure. Dans ce travail, l’introduction de ciseaux modifiés induit que l’arche proposée peut être vue comme un ensemble de structures dont la configuration peut être modifiée comme illustré en Fig. 3.5. De nombreuses possibilités de reconfigurations sont alors disponibles. Les structures en ciseaux ont également été considérées pour la robotique avec par exemple la conception d’un préhenseur déployable [Shahinpoor 1996] illustré en Fig. 3.6. Certaines de ces structures sont à notre sens adaptées à des tâches de manipulation. Par exemple, l’arche proposée dans [Akgün 2010] nous paraît intéressante pour réaliser des structures à fortes capacités de reconfiguration grâce à ses sous-ensembles déployables. D’autre part, comme illustré en Fig. 3.7 des déploiements curvilignes [Maden 2011, Gheshmi 2015] peuvent être obtenus et sont alors

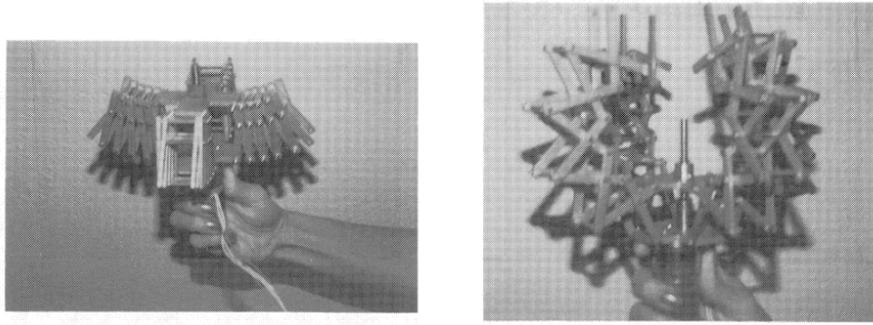


FIGURE 3.6 – Préhenseur exploitant des structures en ciseaux [Shahinpoor 1996].

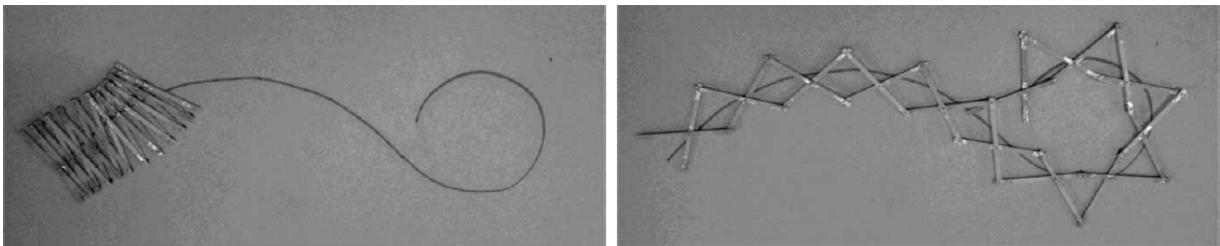


FIGURE 3.7 – Structure en ciseaux à déploiement curviligne [Maden 2011].

*a priori* intéressants pour la réalisation de trajectoires complexes. De plus, différentes règles et méthodes de conception existent pour ces structures [Maden 2011].

De par la présence de barres formant une croix, les ciseaux sont structurellement similaires aux croix de Snelson comme le montrent les figures 3.8 et 3.9 où la croix est identifiée en rouge. Le rapprochement entre les structures en ciseaux et les mécanismes de tenségrité est renforcé par la présence dans la littérature de structures hybrides inspirées de ces deux familles de mécanismes [Matheou 2018]. Les éléments structurels ne sont néanmoins pas sollicités de la même manière et la configuration n'est pas de même nature. Effectivement, les barres des ciseaux sont reliées par une liaison pivot, permettant de modifier la configuration en modulant par exemple la distance  $A_i B_i$ . La configuration de la croix de Snelson est quant à elle régie par l'équilibre statique dans la structure. De plus, les structures en ciseaux ne sont généralement pas compliantes et ne sont donc pas adaptées à la gestion d'interactions avec leur environnement. Malgré cela, des similitudes existent. Moyennant d'être capable d'exploiter ces similitudes pour convertir les ciseaux en tenségrités, on peut considérer construire des mécanismes de tenségrité compliantes à partir de structures en ciseaux d'intérêt et disponibles dans la littérature.

Pour convertir un ciseau en tenségrité, nous nous concentrons sur les unités dont les barres sont rectilignes. Nous considérons alors l'unité composée de deux barres assemblées par une liaison pivot séparant chacune d'entre elles en un segment de longueur  $a_i$  et un segment de longueur  $b_i$  comme illustré en Fig. 3.8. La configuration obtenue est définie par le rapport  $a_i/b_i$  et la distance  $A_i B_i$ . Soit  $A_i B_i$  la longueur modulée pour déployer la structure, alors l'angle  $\varphi_i$  de la  $i$ -ème unité

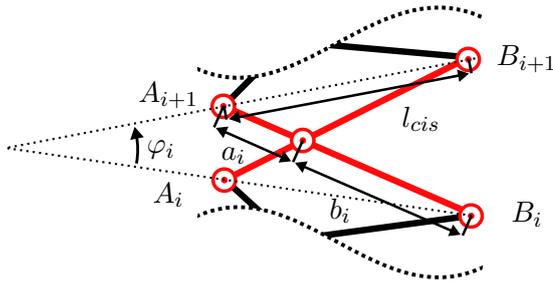


FIGURE 3.8 – Représentation schématique et notations d’une unité.

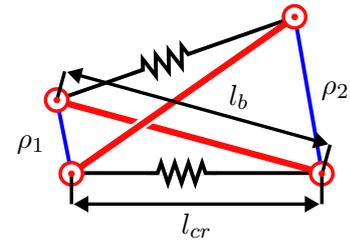


FIGURE 3.9 – Croix de Snelson actionnée considérée pour l’analogie avec les ciseaux. En bleu, les actionneurs.

comme défini en Fig. 3.8, et donc la direction de déploiement, dépend du rapport  $a_i/b_i$  tel que :

$$\begin{aligned}
 \text{Si } 0 < a_i/b_i < 1 & \text{ alors } \varphi_i > 0 \\
 \text{Si } a_i/b_i > 1 & \text{ alors } \varphi_i < 0 \\
 \text{Si } a_i/b_i = 1 & \text{ alors } \varphi_i = 0
 \end{aligned}
 \tag{3.1}$$

Ainsi, en choisissant de manière adaptée le rapport  $a_i/b_i$  et la longueur  $A_iB_i$ , un déploiement de direction et d’amplitude voulues peut être obtenu. On peut modifier l’orientation de la croix proposée en Fig. 3.9 de manière similaire aux ciseaux en modulant les longueurs des éléments en traction placés sur les côtés gauche et droit de la structure et notées  $\rho_1$  et  $\rho_2$  respectivement. Les barres sont de longueur  $l_b$ . En utilisant le théorème de Thalès, l’équivalence des configurations peut être écrite et on montre que la croix proposée est dans la même configuration qu’une unité si

$$\begin{cases}
 a_i + b_i = l_b \\
 \frac{a_i}{b_i} = \frac{\rho_1}{\rho_2} \\
 l_{cis} = l_{cr}
 \end{cases}
 \tag{3.2}$$

avec  $l_{cis}$  la distance  $A_iB_i$  des ciseaux et  $l_{cr}$  la longueur entre deux nœuds non actionnés du mécanismes de tenségrité comme illustré en Fig. 3.9. Il est donc possible de convertir des structures en ciseaux en mécanismes de tenségrité en remplaçant chaque unité par une croix de Snelson actionnée. Nous proposons alors, comme seconde démarche de conception, de convertir les structures en ciseaux d’intérêt pour la manipulation identifiées précédemment pour réaliser des manipulateurs en tenségrité qui sont quant à eux compliants, et donc adaptés à la gestion d’interactions avec l’environnement.

Les éléments présentés dans cette section ne constituent pas une méthode mais démontrent que la conception de mécanismes de tenségrité à partir des structures en ciseaux est une approche possible et pertinente. Le remplacement des ciseaux en mécanismes de tenségrité en prenant en compte les spécificités de chaque structure en ciseaux doit maintenant être étudié au cas par cas.

Nous avons donc finalement deux approches pour déterminer l'architecture d'un manipulateur en tenségrité. Ces approches sont maintenant utilisées dans une étude de cas où un manipulateur est conçu en considérant chacune d'entre elles et les avantages et inconvénients de ces dernières sont discutés.

### 3.3 Conception de manipulateurs à centre de rotation déporté

#### 3.3.1 Contrainte de centre de rotation déporté

L'obtention d'un centre de rotation déporté, ou RCM de l'anglais *Remote Center of Motion*, est une contrainte qui a été largement considérée pour le développement de manipulateurs. Cette contrainte permet la présence d'une zone libre autour d'un point, ce qui est particulièrement intéressant dans le contexte biomédical [Taylor 2003] pour la manipulation d'outils chirurgicaux, pour l'insertion d'aiguilles [Bruyas 2015] ou bien pour obtenir des trajectoires spécifiques autour d'un patient [Zorn 2012]. Cette contrainte, illustrée en Fig. 3.10, impose que l'effecteur du manipulateur ait un mouvement de rotation autour d'un centre distant  $O$  et défini par un rayon  $r$  et une position angulaire décrite par un angle  $\varphi$  dans le cas plan ou deux angles dans le cas spatial. Une contrainte de RCM peut être assurée par la commande du mécanisme [Aghakhani 2013] ou bien obtenue mécaniquement grâce à des mécanismes appropriés [Zong 2008]. Dans la suite, nous utilisons les approches de conception proposées pour développer des solutions alternatives avec des manipulateurs en tenségrité respectant cette contrainte dans le plan.

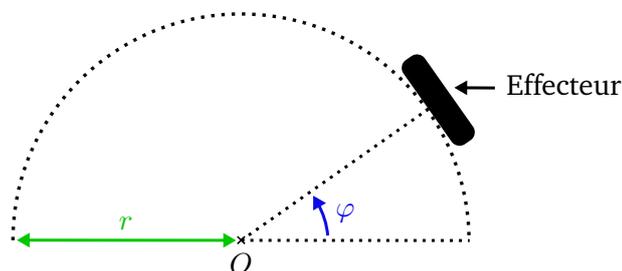


FIGURE 3.10 – Représentation d'une contrainte de centre de rotation déporté dans le plan.

#### 3.3.2 Conception par assemblage de blocs

##### 3.3.2.1 Sélection de l'architecture

Lorsque l'on considère la CS plane à 2 DDL qui est un bloc élémentaire identifié au chapitre 2, il est possible de modifier l'orientation de l'effecteur, ceci de manière couplée à une modification de la position de son centre. Il est alors possible d'obtenir un centre de rotation virtuel [Zong 2008]  $O$  comme illustré en Fig. 3.11. Ce centre se trouve alors en-dessous de l'effecteur. Pour pouvoir réaliser un centre de rotation déporté et éviter tout problème d'interaction avec le mécanisme, il est néanmoins préférable que le centre de rotation soit au-dessus de l'effecteur sur la Fig. 3.11. La CS plane à 2 DDL seule n'est alors pas adaptée au besoin et l'approche par assemblage de blocs est alors utilisée.

**Étape 1. Détermination du schéma cinématique :** Tout d'abord, le schéma cinématique est déterminé en décomposant les mouvements nécessaires pour réaliser la tâche de mise en position

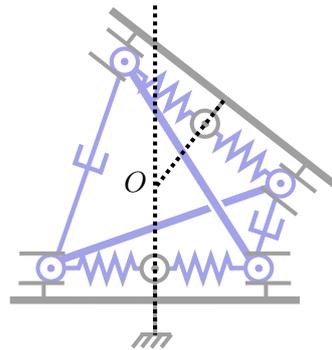


FIGURE 3.11 – Exemple de centre de rotation virtuel pouvant être obtenu en considérant la CS plane à 2 DDL.

avec respect de la contrainte de RCM. Une liaison pivot est tout d’abord choisie pour orienter l’effecteur et garantir l’angle de rotation désiré. Deux liaisons glissières sont ensuite ajoutées pour permettre la mise en position et respecter la valeur du rayon requis comme illustré en Fig. 3.12. Avec l’architecture proposée, l’ensemble des degrés de liberté dans le plan peuvent être contrôlés. Les mouvements disponibles ne sont alors pas limités à la contrainte de RCM et cette dernière doit être garantie par la commande.

**Étape 2. Conversion en mécanismes de tenségrité :** Les liaisons conventionnelles sont remplacées par des blocs élémentaires adaptés et les pièces de découplage nécessaires sont ajoutées. La liaison pivot est alors remplacée par la CS plane à 2 DDL et les deux liaisons glissières par la CS XY comme illustré en Fig. 3.12.

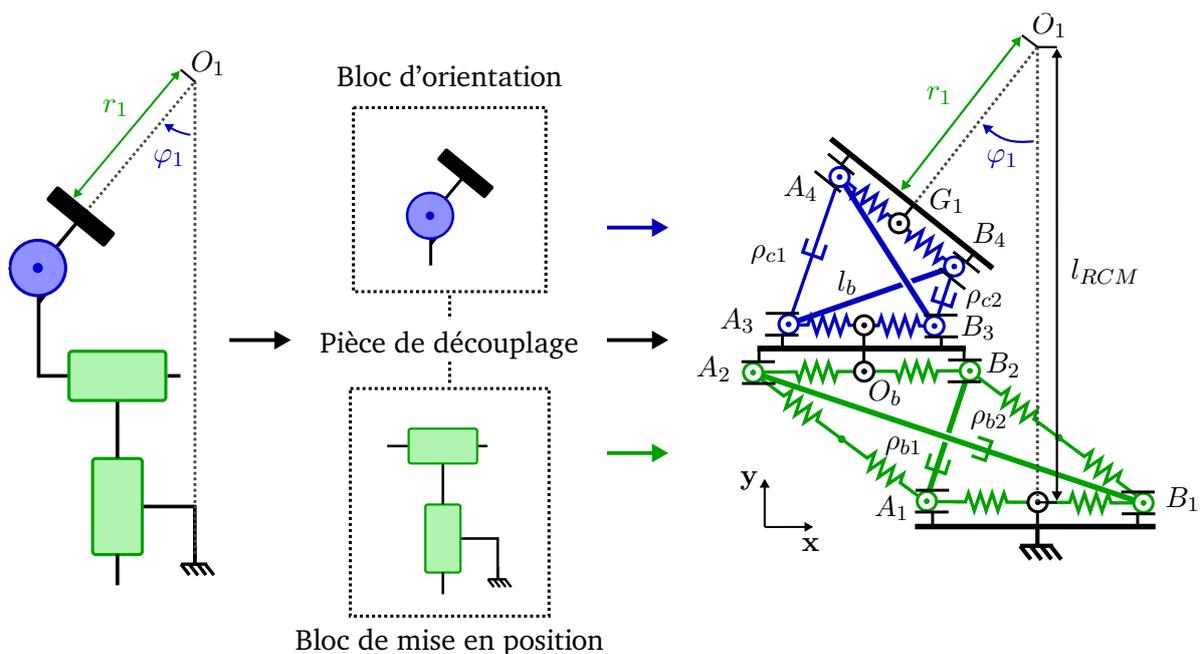


FIGURE 3.12 – Schéma cinématique proposé et conversion en un manipulateur en tenségrité.

**Étape 3. Choix de la nature des actionneurs :** Le manipulateur est composé de deux blocs. Le premier est actionné par barres et la nature d'actionnement est alors fixée. Pour le second, la longueur des éléments en traction est modulée et nous avons alors le choix entre la modulation de la longueur à vide ou de la raideur d'un ressort ou la modulation de longueur d'un câble non-élastique. Ici, nous nous focalisons sur les mobilités du manipulateur obtenues et sa compliance n'est pas étudiée. Nous choisissons alors la modulation de longueur de câbles qui permet de directement moduler la longueur entre deux nœuds.

**Étape 4. Dimensionnement du manipulateur :** Le dimensionnement du manipulateur n'est pas réalisé dans cette section. Alternativement, nous proposons d'étudier l'influence de la course des actionneurs sur l'espace de travail obtenu avec des paramètres des éléments structurels fixés. Cette discussion est réalisée en section 3.3.2.3.

#### 3.3.2.2 Description et modélisation du manipulateur

Suite à l'étape 3 de la conception, l'architecture du manipulateur est fixée. Il comporte quatre actionneurs dont l'état est défini par  $\mathbf{q} = [\rho_{b1}, \rho_{b2}, \rho_{c1}, \rho_{c2}]^T$  avec  $\rho_{b1}$  et  $\rho_{b2}$  les longueurs des barres actionnées,  $\rho_{c1}$  et  $\rho_{c2}$  les longueurs des câbles actionnés, comme défini en Fig. 3.12. Son effecteur est une plateforme de centre  $G_1$  défini par la position  $\mathbf{g}_1$ . Des ressorts linéaires à longueur à vide non nulle sont considérés. Les blocs élémentaires sont conçus de manière à garantir leur symétrie architecturale, et deux ressorts sont alors nécessaires sur les côtés où un assemblage d'une pièce de découplage, de l'effecteur ou du bâti est réalisé. Afin de simplifier les notations, tout élément élastique est composé de deux ressorts identiques de raideur  $2k$  et de longueur à vide  $l_0/2$ . Dans la suite, on appelle ressorts l'ensemble des deux ressorts assemblés de manière sérielle d'un même côté d'un bloc élémentaire. Les barres de la croix actionnée par câbles sont de longueur  $l_b$ . La présence de la pièce de découplage implique également un décalage suivant  $y$  entre les deux croix noté  $l_d$ . Enfin, la contrainte de RCM autour du centre de rotation  $O_1$  est définie par l'angle  $\varphi_1$  et le rayon  $r_1$  (voir Fig. 3.12). Le centre  $O_1$  est placé sur l'axe  $y$  et sa distance au bâti est notée  $l_{RCM}$ .

Dans le chapitre précédent, l'analyse de l'espace de travail des deux croix exploitées pour ce manipulateur a été réalisée. Avec une approche numérique, nous avons pu déterminer leurs configurations de tenségrité. Grâce à ces résultats nous avons pu observer que l'effecteur de la CS XY, c'est-à-dire la croix actionnée par barres, reste parallèle au bâti. En particulier, la forme obtenue par les nœuds de la structure lorsque la configuration de tenségrité est obtenue semble être un losange. Tous les éléments élastiques sont alors de longueur égale, et grâce aux relations géométriques au sein d'un losange, on peut exprimer cette longueur comme

$$l_{rb} = \frac{1}{2} \sqrt{\rho_{b1}^2 + \rho_{b2}^2} \quad (3.3)$$

D'autre part, pour la CS plane à 2 DDL actionnée par câbles, il a été montré dans [Arsenault 2006b] que la longueur des éléments élastiques lorsque des ressorts linéaires à longueur à vide nulle sont utilisés est

$$l_{rc} = \sqrt{l_b^2 - \rho_{c1}\rho_{c2}} \quad (3.4)$$

L'analyse effectuée nous a également permis d'observer que ce résultat semble être toujours valide

lorsque des ressorts linéaires à longueur à vide non-nulle sont exploités. En annexe D, nous validons ces deux conjectures sur la longueur des éléments élastiques en proposant une méthode de vérification de la configuration de tenségrité. Par conséquent, les expressions (3.3) et (3.4) sont exploitées dans la suite pour l'analyse du manipulateur en tenségrité proposé.

Grâce aux relations géométriques dans le losange formé par la CS XY, on peut exprimer les coordonnées du point  $O_b$  notées  $\mathbf{o}_b$  telles que

$$\mathbf{o}_b = \begin{bmatrix} \frac{\rho_{b1}^2 - \rho_{b2}^2}{4l_{rb}} \\ \frac{\rho_{b1}\rho_{b2}}{2l_{rb}} \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

L'expression (3.4) implique que les ressorts de la croix actionnée par câbles sont de même longueur. Elle possède alors une configuration en forme de trapèze et la position du point  $G_1$  ainsi que l'orientation  $\varphi_1$  sont exprimées à partir de l'étude des relations géométriques comme :

$$\mathbf{g}_1 = \mathbf{o}_b + \begin{bmatrix} \frac{\rho_{c1} - \rho_{c2}}{4l_{rc}} \\ \left(\frac{\rho_{c1} + \rho_{c2}}{2}\right) \sqrt{1 + \frac{(\rho_{c1}\rho_{c2} - \rho_{c1}^2)^2}{4\rho_{c1}^2(\rho_{c1}\rho_{c2} - l_b^2)}} + l_d \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

$$\varphi_1 = 2 \arccos\left(\frac{\rho_{c1} - \rho_{c2}}{2l_{rc}}\right) - \pi$$

La pose de l'effecteur est définie par le vecteur  $\mathbf{p}_1 = [\mathbf{g}_1^T, \varphi_1]^T$ . Enfin, le rayon de la contrainte de RCM s'écrit :

$$r_1 = \|\mathbf{g}_1 - \mathbf{o}_1\| \quad (3.7)$$

#### 3.3.2.3 Évaluation de l'espace de travail

L'espace de travail du manipulateur est évalué en deux phases. Tout d'abord, l'influence de la position du centre de rotation  $O_1$  est observée. Le centre de rotation est ensuite fixé et l'espace de travail est évalué en considérant différentes courses d'actionneurs. Pour cette évaluation, nous considérons des dimensions adaptées à la conception d'un manipulateur pour une application de stimulation magnétique transcrânienne (TMS de l'anglais *Transcranial Magnetic Stimulation*) [Zorn 2012]. Pour cette application, nous cherchons à positionner un électro-aimant autour de la tête d'un patient tout en respectant une contrainte de RCM. Des barres de longueur  $l_b = 100$  mm sont alors choisies et un rayon  $r_1 = 100$  mm est désiré, valeurs correspondantes à l'ordre de grandeur nécessaire pour la tâche considérée. Les expressions du modèle statique déterminées en Eq. (3.6) montrent que la configuration est découplée des paramètres des ressorts. Leur raideur n'est alors pas explicitée. On définit néanmoins les longueurs minimales et maximales des ressorts pour vérifier que leur élongation reste dans une plage autorisée et assurant leur tension. La longueur minimale des ressorts est  $l_{r_{min}} = 50$  mm et la longueur maximale est  $l_{r_{max}} = 100$  mm.

L'espace de travail est représenté comme l'ensemble des combinaisons possibles de l'angle de l'effecteur  $\varphi_1$  et du rayon  $r_1$ , définis en Fig. 3.12. On étudie tout d'abord les courses disponibles

du rayon  $r_1$  et de l'angle  $\varphi_1$  pour différentes valeurs de  $l_{RCM}$ . Les résultats sont affichés en Fig. 3.13. Pour calculer ces résultats, les positions des actionneurs sont modifiées et l'ensemble des poses de l'effecteur est déterminé. Les poses correspondantes aux contraintes de RCM sont ensuite extraites. Des courses d'actionnement sont fixées avec  $\rho_{bmin} = 50$  mm,  $\rho_{bmax} = 100$  mm,  $\rho_{cmin} = 30$  mm and  $\rho_{cmax} = 60$  mm, respectivement les longueurs minimales et maximales des barres actionnées et des câbles actionnés. Les résultats sur les courses de rayon admissibles nous permettent tout d'abord de déterminer l'intervalle de  $l_{RCM}$  permettant de fixer le rayon à 100 mm. Suite à cela, la longueur  $l_{RCM}$  maximisant la course angulaire est déterminée. Pour cet exemple, on trouve alors  $l_{RCM} = 183$  mm. Avec ces dimensions, une course angulaire de  $\pm 20^\circ$  peut être obtenue, ce qui est d'intérêt pour l'application de TMS considérée pour cet exemple.

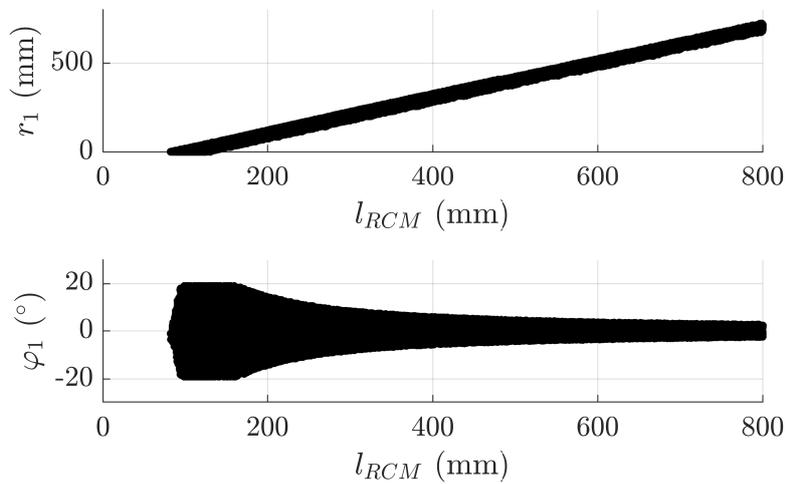


FIGURE 3.13 – Rayons et angles admissibles en fonction de la distance du centre de rotation à la base  $l_{RCM}$ .

Nous considérons ensuite la distance  $l_{RCM} = 183$  mm pour évaluer l'impact des courses des actionneurs. Les différentes combinaisons évaluées en matière de courses d'actionneur sont récapitulées en Tab. 3.1. Déterminer la configuration du manipulateur pour toute combinaison des positions des actionneurs et extraire les configurations d'intérêt requiert un temps de calcul considérable sans garantir une précision satisfaisante dans l'estimation des limites de l'espace de travail. Pour évaluer ce dernier, nous utilisons alors une minimisation sous contraintes. L'entrée de cette minimisation est alors la pose désirée  $(r_1^*, \varphi_1^*)$ , et nous recherchons les positions des actionneurs permettant d'obtenir la pose désirée, tout en respectant les limites minimales et maximales des actionneurs, les longueurs maximales et minimales des ressorts et en évitant les configurations singulières. Effectivement, dans [Arsenault 2006b], il a été montré que des configurations singulières existent pour la croix actionnée par câbles. Ces configurations singulières peuvent être évitées en respectant la condition suivante :

$$2l_b > \rho_{c1} + \rho_{c2} \tag{3.8}$$

La minimisation proposée s'écrit alors comme

$$\begin{aligned} \min_{\mathbf{q}} \quad & (r_{1c} - r_1^*)^2 + (\varphi_{1c} - \varphi_1^*)^2 \\ \text{s.t.} \quad & \rho_{b_{min}} \leq \rho_{b1}, \rho_{b2} \leq \rho_{b_{max}}, \\ & \rho_{c_{min}} \leq \rho_{c1}, \rho_{c2} \leq \rho_{c_{max}}, \\ & l_{r_{min}} \leq l_{rb}, l_{rc} \leq l_{r_{max}}, \\ & 2l_b - \rho_{c1} - \rho_{c2} > 0 \end{aligned}$$

avec  $(r_{1c}, \varphi_{1c})$  la pose calculée pour les variables articulaires  $\mathbf{q}$ . Si la fonction de coût admet une valeur en-dessous d'un seuil fixé *a priori* suite à la minimisation, alors la pose désirée est considérée admissible et est ajoutée à l'espace de travail.

#	$\rho_{b_{min}}$ (mm)	$\rho_{b_{max}}$ (mm)	$\rho_{c_{min}}$ (mm)	$\rho_{c_{max}}$ (mm)
1	50	100	30	60
2	25	100	30	60
3	50	125	30	60
4	50	100	10	60
5	50	100	30	80

Tableau 3.1 – Combinaisons considérées pour l'évaluation de l'impact des courses articulaires.

Les résultats obtenus sont affichés en Fig. 3.14. Ces différents espaces montrent qu'il est intéressant de modifier les bornes des longueurs des câbles actionnées. Effectivement, l'augmentation de la longueur maximale permet d'atteindre des rayons plus faibles alors que la diminution de la longueur minimale permet d'atteindre des rayons plus grands, ces longueurs influant directement sur la course angulaire admissible de l'effecteur. Pour l'actionnement des barres, une augmentation de la longueur maximale permet d'atteindre des rayons plus faibles avec des performances similaires à celles obtenues via une augmentation des longueurs maximales de câbles. Lorsque la longueur minimale des barres est abaissée, des rayons supérieurs à 100 mm peuvent être obtenus, mais l'espace des angles admissibles à rayon fixé n'est alors pas continu. Le concepteur doit alors être particulièrement vigilant lors du choix de ces bornes d'actionnement.

Ainsi, grâce à l'approche par assemblage de blocs proposée, nous avons pu développer une architecture de manipulateur respectant des mobilités données. De plus, de premières tendances ont été identifiées pour aider au dimensionnement, en particulier pour le choix des courses des actionneurs. La seconde approche est maintenant exploitée pour déterminer une architecture alternative à celle proposée dans cette section.

### 3.3.3 Conception par analogie avec les structures en ciseaux

#### 3.3.3.1 Sélection de l'architecture

La contrainte de RCM consiste en un mouvement de rotation autour d'un point distant. Lorsque des ciseaux identiques ayant un rapport  $a_i/b_i \neq 1$  sont assemblés, des arches circulaires sont

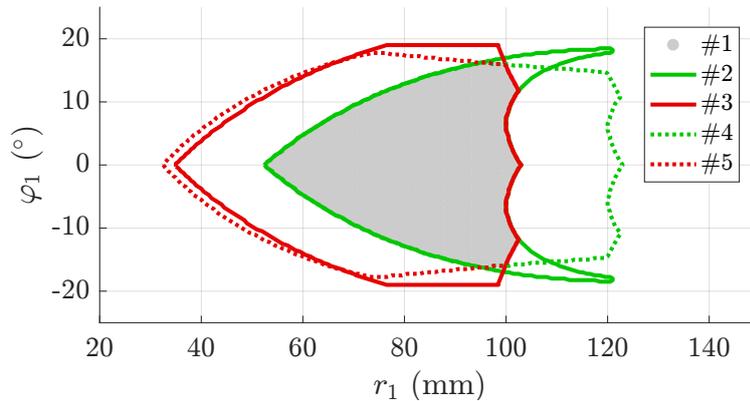


FIGURE 3.14 – Espace de travail obtenu pour les combinaisons en Tab. 3.1 et pour  $l_{RCM} = 183$  mm.

obtenues, comme par exemple proposé dans [Shahinpoor 1996], et l'ensemble des lignes d'unités comme définies en Fig. 3.3 s'intersectent en un même point. La forme déployée est alors un arc de cercle. Cette structure nous paraît alors particulièrement intéressante pour le respect de la contrainte de RCM. On construit alors un manipulateur par le remplacement de tous les ciseaux d'une arche circulaire par des croix identiques à câbles actionnés. Dans l'approche proposée, la topologie de la croix actionnée utilisée est fixée avec deux actionneurs placés aux côtés gauche et droit. On obtient alors le manipulateur en Fig. 3.15 actionné par deux câbles. Pour respecter l'équilibre statique dans chaque croix, deux ressorts en parallèle sont attachés aux nœuds  $A_i$  et  $B_i$ ,  $i \in [2, n]$ . Par souci de lisibilité, un seul ressort de raideur  $2k$  est représenté en Fig. 3.15.

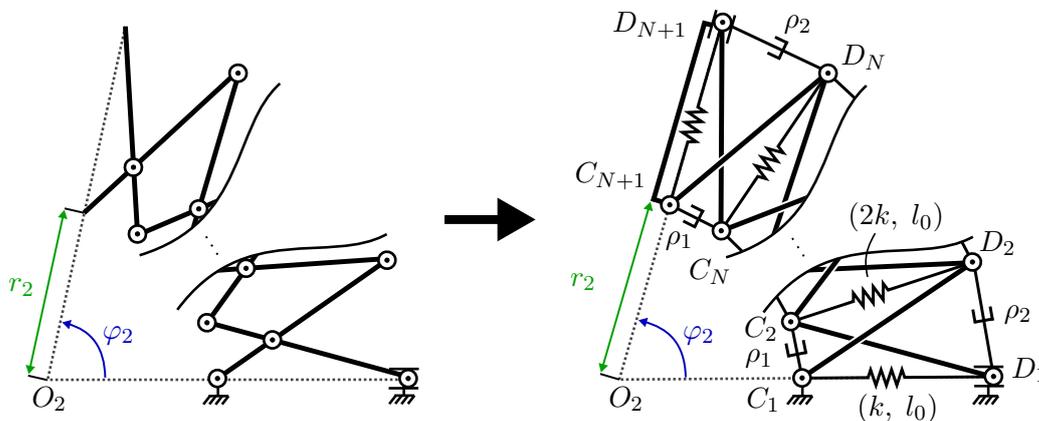


FIGURE 3.15 – Architecture proposée pour la conception par analogie avec les structures en ciseaux.

### 3.3.3.2 Description et modélisation du manipulateur

Toutes les croix sont identiques et actionnées simultanément. Seuls deux actionneurs sont alors nécessaires. Le premier permet de moduler la longueur du câble passant par l'ensemble des points  $C_i$  et le second module la longueur du câble passant par les points  $D_i$ , comme illustré en Fig. 3.15. Les barres sont de longueur  $l_b$  et les ressorts sont linéaires avec une longueur à vide  $l_0$  non nulle. Le manipulateur est fabriqué par l'assemblage de  $n$  croix,  $n \geq 1$ . La contrainte de rotation à centre

déporté est définie par le centre de rotation  $O_2$ , l'angle  $\varphi_2$  et le rayon  $r_2$ . Le centre  $O_2$  correspond au point d'intersection des lignes d'unité et est alors contraint sur la droite passant par les points  $C_1$  et  $D_1$ . Sa position dépend donc du rayon  $r_2$  et la tâche de manipulation a donc 2 DDL. Ces 2 DDL peuvent être contrôlés grâce à la présence des deux actionneurs.

Le vecteur  $\mathbf{p}_2$  définit la pose de l'effecteur tel que  $\mathbf{p}_2 = [r_2, \varphi_2]^T$ . On pose  $\rho_1$  et  $\rho_2$  les longueurs des câbles dans chacune des croix comme défini en Fig. 3.15. Nous avons vu précédemment que la croix actionnée par câbles utilisée est en configuration de tenségrité lorsque la longueur de ses ressorts est de  $\sqrt{l_b^2 - \rho_1\rho_2}$ . En exploitant des relations géométriques, on peut alors exprimer le modèle statique direct tel que :

$$\begin{aligned} r_2 &= \frac{\rho_1 \sqrt{l_b^2 - \rho_1\rho_2}}{\rho_2 - \rho_1} \\ \varphi_2 &= n \arccos\left(\frac{2r_2^2 - \rho_1^2}{2r_2^2}\right) \end{aligned} \quad (3.9)$$

Le modèle statique inverse peut ensuite être déduit et s'écrit :

$$\begin{aligned} \rho_1 &= r_2 \sqrt{2 \left(1 - \cos\left(\frac{\varphi_2}{n}\right)\right)} \\ \rho_2 &= \rho_1 \left( \cos\left(\frac{\varphi_2}{n}\right) + \sqrt{\cos\left(\frac{\varphi_2}{n}\right)^2 + \frac{l_b^2}{r_2^2} - 1} \right) \end{aligned} \quad (3.10)$$

Grâce à l'équation (3.10), on peut déduire un ratio  $\rho_2/\rho_1$  tel que la contrainte de RCM est garantie. Les expressions (3.9) montrent également que si ce ratio est respecté, alors l'angle de la plateforme peut être contrôlé avec un seul degré de liberté pour un rayon constant puisque  $r_2$  est indépendant de  $\varphi_2$ . Un RCM à 1 DDL est dans ce cas obtenu.

#### 3.3.3.3 Évaluation de l'espace de travail

L'évaluation de l'espace de travail est réalisée pour une longueur de barre  $l_b = 100$  mm et des ressorts de longueur  $l_r \in [l_0, 100]$  mm,  $l_0 = 50$  mm, valeurs utilisées pour la conception du premier manipulateur. Comme pour le premier manipulateur, la configuration est découplée de la raideur des ressorts et cette dernière n'est donc pas explicitée. L'espace de travail est analysé en exploitant le modèle statique direct en Eq. (3.9) pour déterminer les limites de l'espace de travail pour des butées articulaires données. De plus, la condition pour éviter les configurations singulières de la croix actionnée par câbles en Eq. (3.8) est vérifiée. Les résultats sont affichés en Fig. 3.16 pour un nombre de croix assemblées  $n = \{2, 3\}$  et différentes butées articulaires. Pour  $n = 2$ , les limites induites par les valeurs minimales (resp. maximales) des longueurs de câble  $\rho_{min}$  (resp.  $\rho_{max}$ ) sont affichées en vert (resp. rouge). L'espace de travail admissible est ensuite identifié en considérant la surface délimitée par un ensemble de limites. Pour  $n = 3$ , l'espace de travail est directement illustré en gris pour  $\rho_{min} = 30$  mm and  $\rho_{max} = 100$  mm. L'espace observé entre la limite maximale de l'espace de travail (en rouge) et la limite induite par la configuration singulière (en bleu) est provoqué par la présence de la longueur à vide des ressorts. Plus cette longueur à vide est grande, plus faible sera l'angle maximal pouvant être atteint pour un rayon

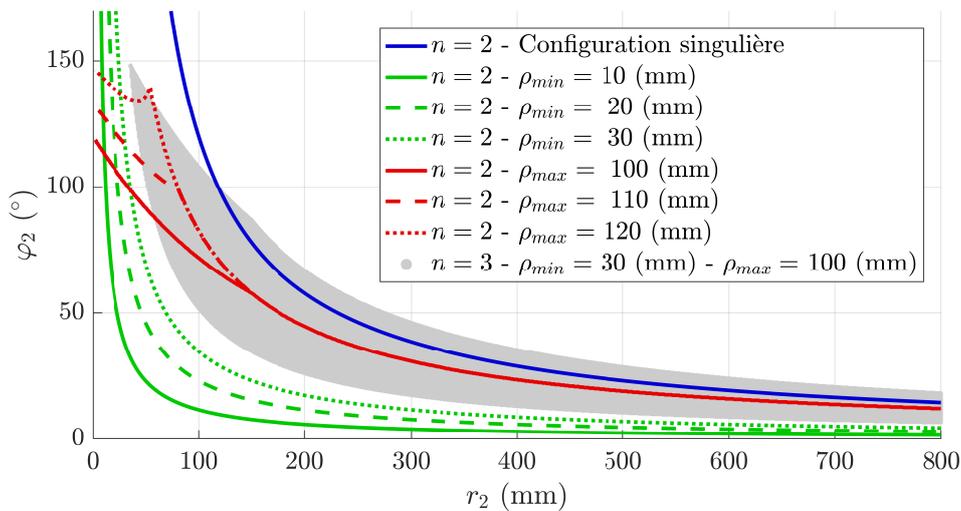


FIGURE 3.16 – Espace de travail obtenu avec  $r_2$  restreint à  $[0, 800]$  mm.

donné. Cela peut être simplement visualisé, car plus le mécanisme est déployé, plus la longueur du ressort est faible. Ainsi, plus la longueur à vide est grande, plus le déploiement pour l’atteindre est petit. Grâce à ces résultats, on remarque que l’espace de travail peut être significativement modifié en augmentant la longueur maximale des câbles, en particulier pour des mouvements de faibles rayons. De plus, augmenter le nombre de croix assemblées permet potentiellement d’agrandir la course angulaire, mais diminue également la limite minimale de  $\varphi_2$  à cause de l’encombrement des croix une fois repliées.

Ces simulations démontrent alors l’intérêt du manipulateur, puisqu’une course angulaire pour deux croix assemblées d’environ  $70^\circ$  dans le meilleur des cas proposés ou environ  $40^\circ$  dans le pire des cas est obtenue pour un rayon  $r_1 = 100$  mm.

Grâce à l’approche par analogie avec les structures en ciseaux, nous avons développé une nouvelle architecture de manipulateur en tenségrité. Nous avons ensuite évalué son espace de travail en simulation et déduit de premières informations aidant au dimensionnement. Pour discuter des avantages et inconvénients de chaque approche, des prototypes des mécanismes sont réalisés et évalués expérimentalement.

### 3.3.4 Évaluation expérimentale

#### 3.3.4.1 Objectifs de l’évaluation

Lors de cette évaluation expérimentale nous voulons vérifier les mobilités obtenues d’une part pour discuter la pertinence des approches de conception proposées, et d’autre part pour quantifier les performances que l’on peut attendre lors de l’implémentation des manipulateurs présentés. Nous focalisons l’étude de ces performances sur trois critères. Premièrement, l’erreur moyenne sur le rayon de la contrainte de RCM est évaluée pour déterminer si un rayon constant durant le déploiement peut être obtenu. Deuxièmement, la course angulaire est mesurée pour déterminer les capacités de déploiement. Enfin, l’erreur angulaire pour chaque configuration est calculée.

Les efforts extérieurs, qu'il s'agisse d'un chargement externe ou de la pesanteur, ne sont pas considérés.

Un prototype pour chaque manipulateur (voir Fig. 3.17) est conçu et évalué. Leur fabrication et l'évaluation de la configuration ainsi que de l'espace de travail sont présentées dans la suite.

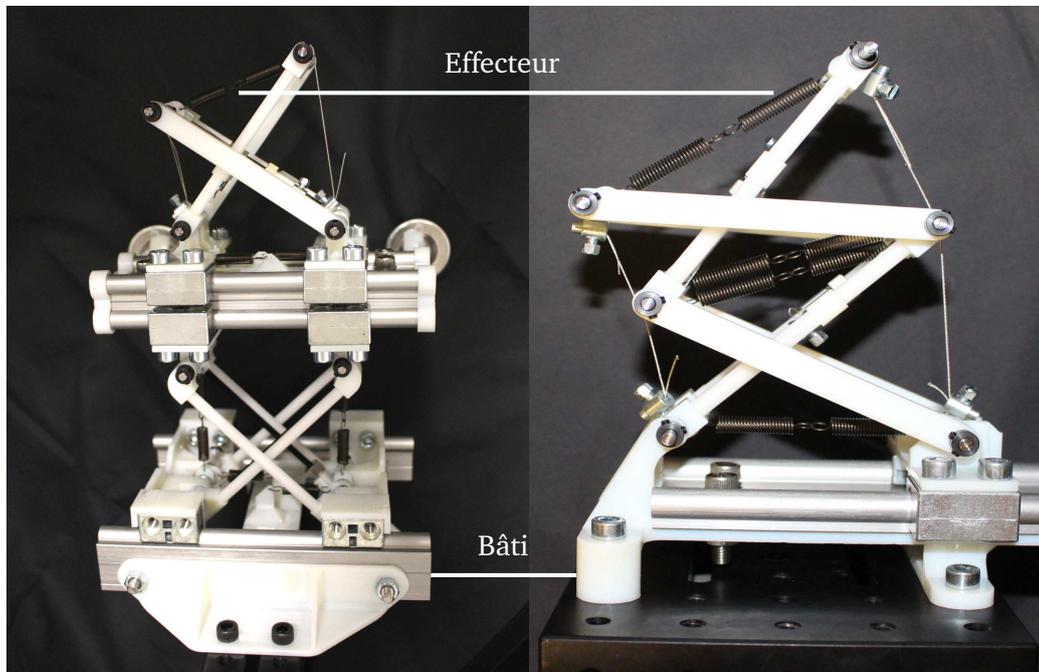


FIGURE 3.17 – Prototypes fabriqués pour l'évaluation expérimentale et conçus en utilisant l'approche par assemblage de blocs (gauche) et l'approche par analogie avec les structures en ciseaux (droite).

#### 3.3.4.2 Fabrication des manipulateurs

Dans cette étude, nous désirons évaluer un ensemble de configurations admissibles et la commande des manipulateurs n'est alors pas considérée. L'intégration des actionneurs dans un mécanisme de tenségrité est un point délicat dont nous nous affranchissons ici en utilisant un réglage manuel des longueurs des câbles et des barres. Pour cela, les barres des croix sont munies d'une tige filetée comme illustré en Fig. 3.18. Un écrou est vissé sur chacune de ces tiges filetées et sert de butée mécanique. Dans le cas de la modulation des longueurs de câbles, les câbles sont attachés à un chariot en translation sur les barres. La précontrainte présente dans la structure induit alors que ce chariot est en contact avec la butée réalisée grâce à l'écrou. Dans le cas de la modulation des longueurs de barres, le même principe est utilisé, mais le chariot n'est plus en translation et est directement fixé au bâti du manipulateur (Fig. 3.18). Les longueurs sont ensuite modulées en modifiant la position de l'écrou sur la tige filetée.

Nous désirons n'avoir aucun effort extérieur s'appliquant sur la structure. Pour réaliser cette étude à vide, nous proposons de tirer profit du caractère plan des manipulateurs en plaçant leur plan perpendiculairement au vecteur de pesanteur grâce à un montage sur équerres. Grâce à cela, l'influence de la gravité sur l'équilibre statique en chaque nœud est minimisée. Néanmoins, une flexion hors plan du manipulateur peut être observée suite aux imperfections dans les liaisons

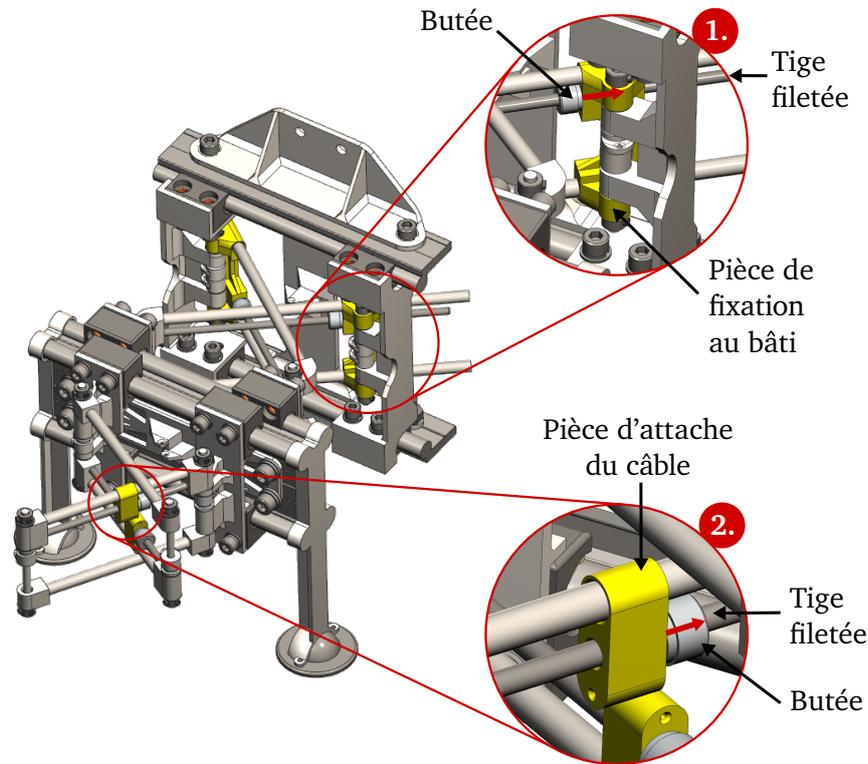


FIGURE 3.18 – Modélisation du manipulateur par assemblage de croix actionnées et agrandissement des modules d'actionnement des barres en 1. et des câbles en 2. Les flèches rouges représentent les efforts de compression et de traction induits par les barres et les câbles respectivement pour assurer un positionnement des pièces d'attache contre les butées. Câbles et ressorts non représentés.

comme les jeux mécaniques. Pour pallier ce problème, deux approches sont considérées. Pour le manipulateur par assemblage de blocs, la pièce de découplage ajoute une masse significative au système. Le soutien de la structure tout en garantissant de faibles frottements au niveau des liaisons glissières utilisées pour la modulation de longueur des barres est délicat. Des pièces de maintien montées sur billes sont alors ajoutées au niveau de la pièce de découplage. Ces pièces sont visibles sur la modélisation en Fig. 3.18 et sur la photographie du prototype en Fig. 3.19. Pour le manipulateur conçu par analogie avec les structures en ciseaux, une architecture symétrique permettant de limiter les déformations est utilisée comme illustré en Fig. 3.20.

Si trop important, les frottements secs deviennent un problème car ils modifient l'équilibre statique, et donc la configuration du mécanisme. Les frottements dans les liaisons passives sont alors réduits par l'utilisation de pièces en polymère iglidur<sup>®</sup> J200 (Igus, Allemagne). Des guides linéaires avec des chariots exploitant ce matériau sont utilisés pour les liaisons glissières passives, et les liaisons pivots sont munies de paliers lisses composés de ce même matériau. De plus, des poulies sont ajoutées pour réduire le frottement entre les câbles et l'axe des nœuds comme illustré en Fig. 3.21.

Les pièces structurales telles que les barres, les fixations ou les chariots pour la modulation des variables actionnées sont réalisées soit en utilisant des barres en polyacétal, soit avec le processus



FIGURE 3.19 – Prototype pour l’assemblage par blocs et ses pièces de maintien.

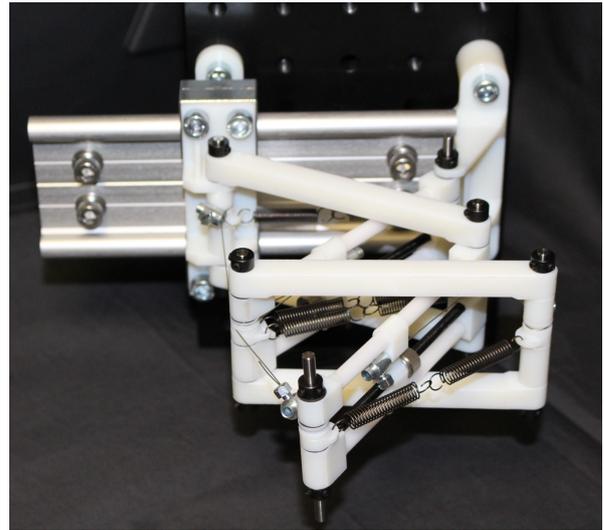


FIGURE 3.20 – Prototype pour l’analogie avec les ciseaux, symétrie du mécanisme visible.

Manipulateur et actionneurs considérés	$\rho_{min}$ (mm)	$\rho_{max}$ (mm)
Assemblage de blocs Longueurs des barres	30	140
Assemblage de blocs Longueurs des câbles	30	80
Analogie avec les ciseaux Longueurs des câbles passant par les nœuds $C_i$	15	65
Analogie avec les ciseaux Longueurs des câbles passant par les nœuds $D_i$	40	80

Tableau 3.2 – Courses articulaires obtenues pour les prototypes proposés.

de fabrication additive Polyjet (Stratasys Ltd, EUA) en polymère VeroWhite. Les câbles sont des micro-câbles en acier tressé de 0.45 mm de diamètre.

Tout comme dans l’évaluation en simulation, des barres de longueur 100 mm sont considérées. Des ressorts de traction disponibles dans le commerce sont choisis. Ils sont intégrés à la structure de façon à obtenir une longueur à vide égale pour tous les côtés des croix possédant un élément élastique. Cette longueur à vide est due à la longueur à vide des ressorts individuels mais également aux fixations et est de 62 mm. La longueur maximale des ressorts est quant à elle de 112 mm. La raideur de chaque assemblage sériel de ressorts est de 0.11 N/mm. Les courses des actionneurs obtenues pour les solutions technologiques proposées sont récapitulées en Tab. 3.2.

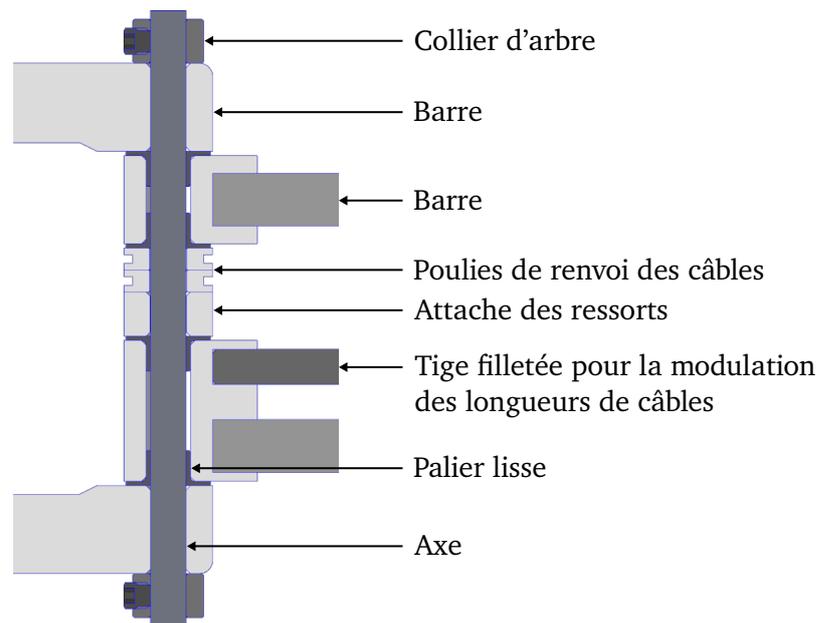


FIGURE 3.21 – Un nœud de la structure conçue par analogie avec les structures en ciseaux. Ressorts et câbles non représentés.

### 3.3.4.3 Protocole expérimental

Pour réaliser les évaluations expérimentales adaptées pour la tâche de TMS considérée, le rayon de la contrainte de RCM est fixé à  $r = 100$  mm. De plus, pour évaluer l'influence du rayon sur les performances des manipulateurs une variation de  $\pm 25\%$  est considérée. L'ensemble des mesures est alors réalisé pour  $r = \{75, 100, 125\}$  mm. Pour chacun de ces rayons, une trajectoire angulaire contenant les angles maximum et minimum admissibles est déterminée. Pour cela, les modèles statiques présentés en section précédente sont utilisés tout en respectant les conditions sur l'allongement des ressorts, sur les configurations singulières et sur les courses articulaires. Pour l'approche par assemblage de blocs, la distance  $l_{RCM}$  séparant la bâti et le centre de rotation est fixée à 220 mm pour prendre en compte les décalages dus à l'intégration de la pièce de découplage et aux différentes fixations. Contrairement à l'approche par analogie avec les structures en ciseaux, le manipulateur conçu par assemblage de blocs permet d'obtenir des angles négatifs et positifs. Pour ce dispositif seules les valeurs positives de l'orientation de l'effecteur sont évaluées.

Pour chaque pose de l'effecteur considérée, les longueurs actionnées sont déterminées soit grâce au modèle statique inverse proposé en Eq. (3.10) pour l'analogie avec les structures en ciseaux, soit grâce à la minimisation sous contraintes présentée en section 3.3.2.3 pour l'assemblage par blocs. Les longueurs actionnées sont réglées manuellement en conséquence. Ici, on règle la distance entre deux nœuds et non la distance parcourue par le chariot de réglage. Ces distances ne sont effectivement pas identiques à causes des problèmes géométriques dus à la présence de poulies et des diverses attaches. La distance entre deux nœuds est mesurée grâce à un pied à coulisse dont la résolution est de 0.1 mm. La configuration du système est ensuite mesurée grâce à un système de vision. Ce processus est répété trois fois pour chaque pose.

La mesure de la configuration est effectuée en photographiant les manipulateur grâce à un appareil

photo numérique EOS 700D (Canon, Japon). Grâce à un trépied, cet appareil est positionné au-dessus du prototype évalué, le plan de ce dernier perpendiculaire à l'axe optique, comme illustré en Fig. 3.22. Cette contrainte de perpendicularité est vérifiée grâce à des niveaux à bulles. Les références utilisées pour la mesure de la configuration sont directement déduites de l'image. L'appareil photo est alors grossièrement positionné pour assurer un champ de vision suffisant pour toutes les configurations. Grâce à un algorithme de détection de cercles, la position des nœuds est déterminée par rapport à la base du manipulateur. Pour le manipulateur conçu par assemblage de blocs, nous recherchons ensuite la position de l'intersection entre les droites perpendiculaires au bâti et à l'effecteur et passant par leur centre comme illustré en Fig. 3.23. Cette intersection est alors le centre de rotation  $O_1$  et le rayon ainsi que l'orientation peuvent être calculés. Pour le second manipulateur, nous recherchons le point d'intersection entre la droite passant par les deux nœuds fixés à la base, et la droite passant par les deux nœuds fixés à l'effecteur, comme illustré en Fig. 3.23. Nous pouvons ensuite déterminer la pose de l'effecteur avec son orientation par rapport à la base et le rayon de la contrainte de RCM. En utilisant ces outils, la précision de l'estimation de la position des nœuds est de  $\pm 1$  pixel. Cela induit alors des incertitudes sur le rayon/l'angle de moins de  $0.4 \text{ mm}/0.1^\circ$  et  $0.2 \text{ mm}/0.2^\circ$  pour l'approche par assemblage de blocs et celui par analogie avec les structures en ciseaux respectivement.

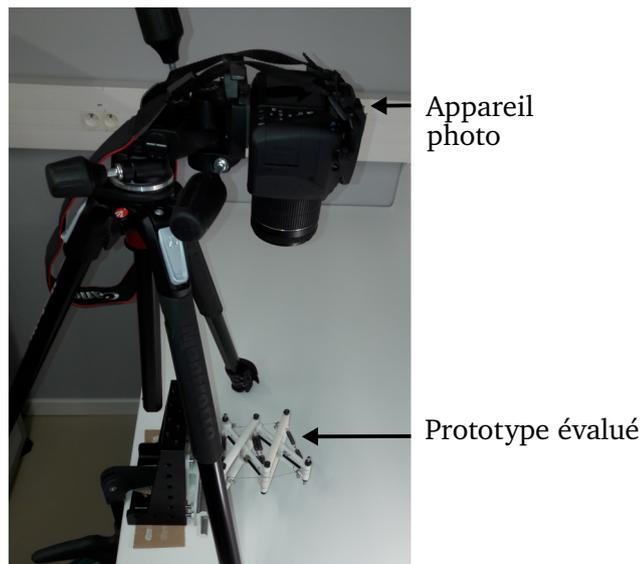


FIGURE 3.22 – Plateforme exploitée pour la mesure de la configuration.

### 3.3.4.4 Résultats expérimentaux

Le déploiement obtenu des deux manipulateurs respectant une contrainte de RCM peut être observé en figures 3.24. Les résultats expérimentaux sont affichés en Fig. 3.25 avec les valeurs des angles de référence pour toutes les configurations considérées pour les deux approches, les erreurs sur les rayons  $r_1$ ,  $r_2$  et les angles mesurés  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$ . Les rayons de 75 mm, 100 mm et 125 mm sont représentés en tirets bleus, en lignes continues rouges et en pointillés noirs respectivement. Ces résultats sont résumés en Tab. 3.3. Ils montrent que la contrainte de centre de rotation déporté est respectée lors du déploiement avec des erreurs moyennes sur l'angle et le rayon de  $0.6^\circ$  et  $2.4\%$  pour l'approche par assemblage de blocs et  $0.9^\circ$  et  $2.2\%$  pour l'approche par analogie avec

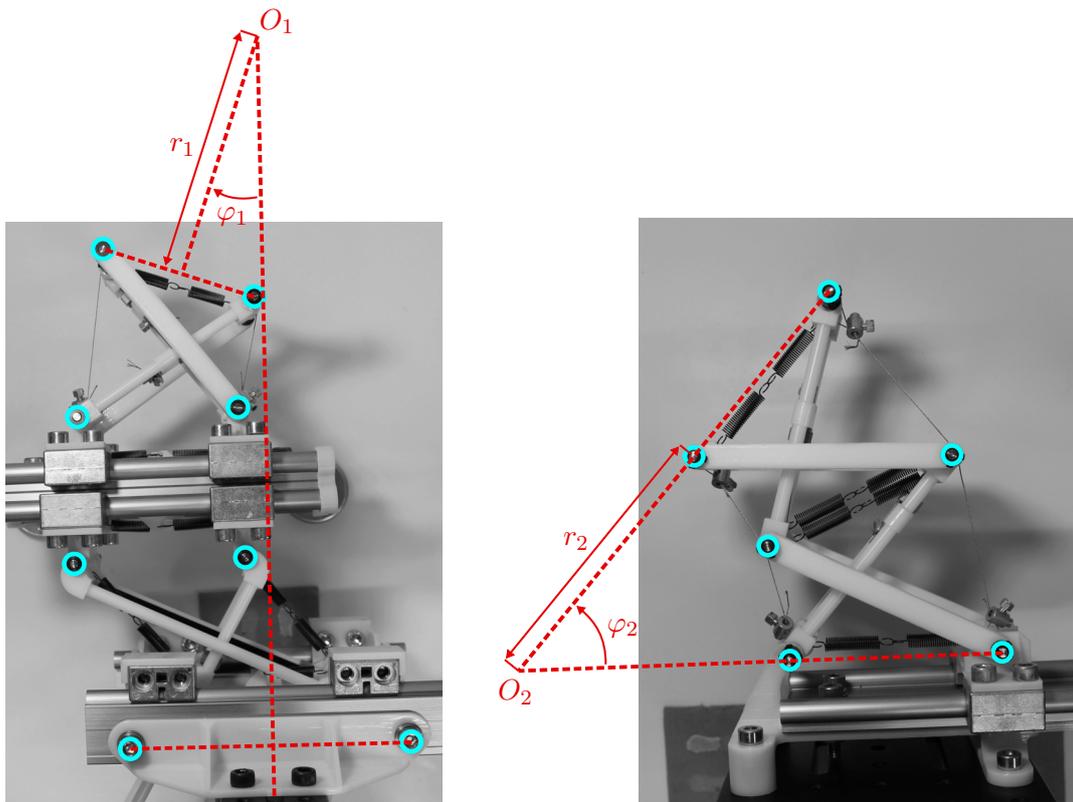


FIGURE 3.23 – Processus de détermination des paramètres de la contrainte de centre à rotation déporté pour l’approche par assemblage de blocs à gauche et par analogie avec les structures en ciseaux à droite. En bleu les géométries déterminées par traitement des images et en rouge les géométries reconstruites pour la mesure de la pose.

les structures en ciseaux. Ces résultats confirment alors la pertinence des manipulateurs proposés pour respecter la contrainte de centre de rotation déporté.

Des observations approfondies des prototypes durant ces évaluations ont montré que les frottements secs dans les liaisons glissières affectent les configurations obtenues, en particulier pour l’approche par assemblage de blocs où douze liaisons de ce type sont utilisées. Plus précisément, ces frottements induisent des erreurs de positionnement significatives pour de faibles valeurs de  $\varphi_1$  où un faible déploiement de la croix à barres actionnées est obtenu. Dans ces configurations, de faibles élongations des ressorts sont induites et les efforts internes ne sont alors plus suffisamment importants pour contrebalancer ces frottements. Cela peut être observé en configuration #1 en Fig. 3.25 où une grande erreur angulaire est obtenue pour  $r_1 = 125$  mm car les longueurs des ressorts sont proches des longueurs à vide. Cela explique également l’erreur de 10% observée sur la course angulaire, car ces frottements induisent une mesure de  $-2.2^\circ$  pour la configuration #1 au lieu de 0, valeur qui est utilisée pour le calcul de la course angulaire. Une seconde observation concerne l’impact de l’arrangement des ressorts et des câbles, en particulier pour l’approche par analogie avec les structures en ciseaux. Leurs attaches non coplanaires induisent des couples sur les nœuds et donc une torsion du mécanisme, en particulier lorsque le système est replié, puisque de grands efforts internes sont alors appliqués. Ce comportement est alors observé pour de faibles valeurs de l’orientation où de hautes erreurs sont obtenues, en particulier pour  $r_2 = 125$  mm. Troisièmement, l’évaluation est effectuée avec le plan du mécanisme perpendiculaire à la force de

### Chapitre 3. Conception de manipulateurs en tensegrité

pesanteur. Malgré les précautions prises lors de la conception, des déformations hors-plan sont tout de même induites à cause du poids de la structure. Ces déformations sont principalement observées lorsque le manipulateur conçu par analogie avec les structures en ciseaux est largement déployé. Ceci peut alors expliquer la plus faible précision obtenue pour de grandes valeurs angulaires.

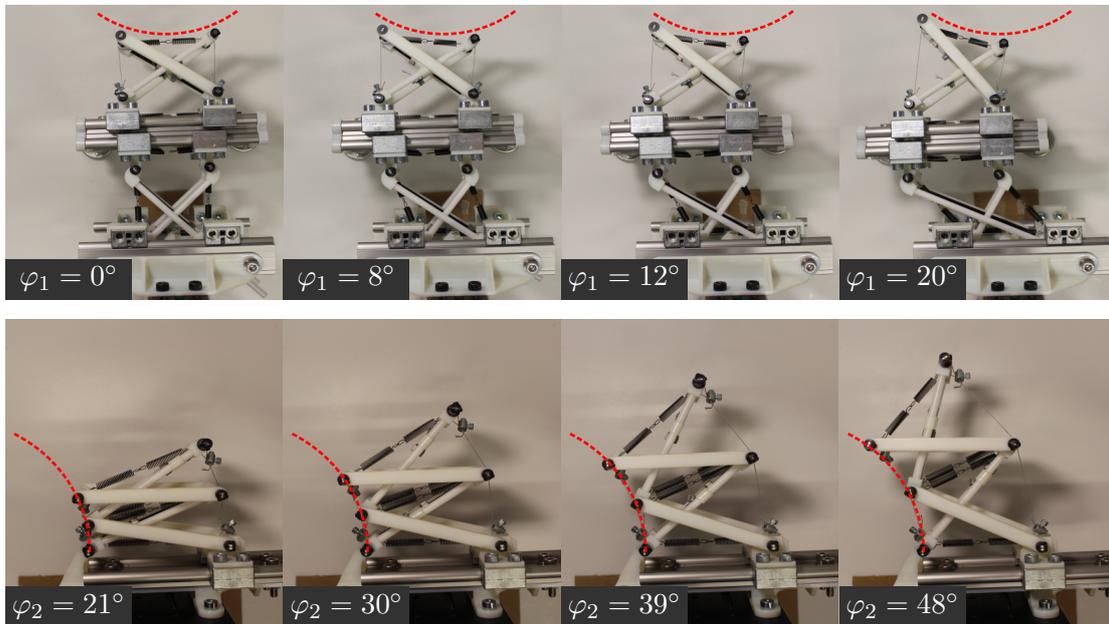


FIGURE 3.24 – Déploiement des manipulateurs conçus par assemblage de blocs (haut) et par analogie avec les structures en ciseaux (bas) en respectant une contrainte de RCM. En rouge, la trajectoire attendue pour un rayon de 100 mm. En bas à gauche de chaque image, l'angle désiré pour la configuration affichée.

	Approche par blocs			Approche par analogie		
	75	100	125	75	100	125
Rayon (mm)	75	100	125	75	100	125
Courses angulaires attendues ( $^\circ$ )	16	20	20	28	27	24
Courses angulaires mesurées ( $^\circ$ )	15.1	19.2	22.3	26.5	26.7	24.8
Erreurs sur les courses angulaires (%)	5.6	4	10.3	5.4	1.1	3.2
Erreurs angulaires moyennes ( $^\circ$ )	0.6	0.5	0.8	0.8	1.2	0.6
Erreurs moyennes sur le rayon (%)	2.1	3.9	1.1	2.1	2.4	2.2

Tableau 3.3 – Résultats expérimentaux pour le respect de la contrainte de RCM.

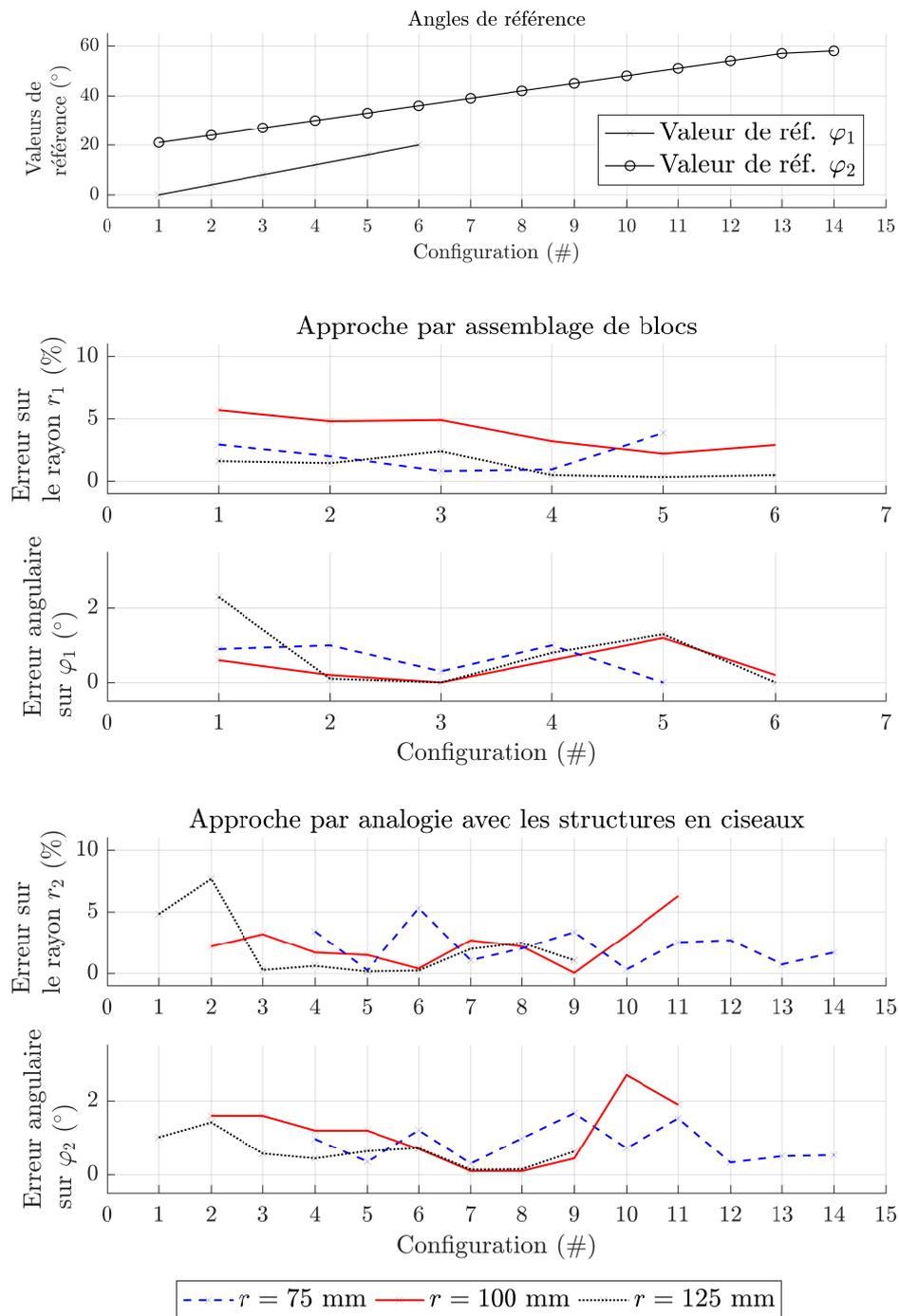


FIGURE 3.25 – Angles de référence et courbes expérimentales obtenues.

### 3.3.5 Discussion

Malgré les difficultés rencontrées, les deux approches de conception proposées ont permis de développer des manipulateurs ayant des courses angulaires d'intérêt  $\geq 20^\circ$  avec moins de 4% d'erreur sur le rayon pour le respect de la contrainte de RCM. Ces résultats montrent que ces approches sont pertinentes pour la conception de manipulateurs en tenségrité à partir de mobilités et d'un espace de travail spécifiques.

Les deux approches présentent également une complémentarité intéressante. La première est plus souple du point de vue de la conception puisque la trajectoire peut être ajustée par la commande. Par exemple, dans le cas de la contrainte de RCM, cela permet d'ajuster après l'étape de conception la position du centre de rotation déporté et le rayon. D'autre part, la deuxième approche nous a permis de concevoir un manipulateur avec seulement deux actionneurs. Cela simplifie la commande par rapport au premier manipulateur qui lui en possède quatre. Cette deuxième approche présente également une plus grande modularité puisque la course angulaire peut être modifiée en ajoutant ou en supprimant des croix sans modification des actionneurs ou de la plupart des éléments structurels.

D'un point de vue méthodologique, les deux approches sont également intrinsèquement de différentes natures. La première approche est obtenue en utilisant des blocs élémentaires et est intéressante pour sa proximité avec la conception de robots conventionnels. Nous n'avons ici présenté que trois blocs élémentaires dérivés d'une croix de Snelson. Une plus grande bibliothèque de blocs élémentaires basés sur des mécanismes de tenségrité de toute topologie pourraient être ajoutés pour augmenter les possibilités de conception. La seconde approche par analogie avec les structures en ciseaux est également d'intérêt puisque des mécanismes plus légers et compacts peuvent être obtenus. Effectivement, lors de l'assemblage de blocs, une pièce de découplage est nécessaire, ce qui augmente la masse et la taille globale de la structure.

Enfin, ces deux approches peuvent conduire au besoin d'un grand nombre d'actionneurs si de nombreuses croix doivent être commandées indépendamment. L'intégration des actionneurs doit alors être étudiée avec une attention particulière, surtout si un actionnement déporté est considéré, ce dernier étant d'intérêt pour la conception de dispositifs légers [Moored 2011].

## 3.4 Bilan

Dans ce chapitre, nous nous sommes focalisés sur le développement de démarches de conception pour les manipulateurs en tenségrité et avons proposé deux approches. La première approche proposée se concentre sur l'exploitation d'un assemblage de blocs. Les blocs élémentaires déterminés au chapitre précédent ont été exploités comme des liaisons élémentaires et des schémas cinématiques ont été considérés pour répondre à un besoin exprimé à partir de mobilités désirées. Cette approche est générique et de nombreuses combinaisons de blocs peuvent être imaginées. La seconde approche exploite un rapprochement entre les structures en ciseaux et les mécanismes de tenségrité. Des structures en ciseaux disponibles dans la littérature et présentant des cinématiques d'intérêt peuvent alors servir de "patron" à la conception de manipulateurs en tenségrité. Cette approche élargit les possibilités en termes de conception de manipulateurs et plus largement de

systèmes de tenségrité.

Nous avons ensuite discuté ces deux approches avec le développement de manipulateurs respectant une contrainte de centre de rotation déporté. Deux prototypes ont alors été conçus et fabriqués. Les évaluations en simulation et expérimentales des systèmes proposés ont abouti à des résultats satisfaisants et prometteurs pour la conception de manipulateurs en tenségrité. Les avantages et inconvénients de chaque approche ont alors été discutés. Celle par assemblage de blocs a ainsi mené à une démarche plus générique et une utilisation plus flexible du manipulateur développé. Celle par analogie avec les structures en ciseaux permet quant à elle de réaliser des systèmes plus compacts, légers et qui requièrent moins d'actionneurs. Nous avons ainsi montré que les deux approches sont complémentaires dans leur utilisation et qu'elles offrent un grand choix de possibilités au concepteur pour réaliser un manipulateur en tenségrité.

Tous ces éléments apportés amènent de nouvelles discussions pour la conception de ces manipulateurs particuliers.

### **Extension des approches proposées**

Tout d'abord, seuls des systèmes plans ont été ici proposés. La réalisation de manipulateurs se reconfigurant dans l'espace doit être approfondie et les problématiques sous-jacentes comme la réalisation de nouvelles pièces de découplage doivent être identifiées. Effectivement, ces dernières augmentent la masse et l'encombrement du système représentant un frein au développement de manipulateurs avec cette approche. D'autre part, seuls des manipulateurs exclusivement composés de mécanismes de tenségrité ont été considérés. Des systèmes hybrides pourraient également être développés. Effectivement, l'approche par assemblage de blocs nous permet d'assembler des blocs basés sur des mécanismes de tenségrité mais également d'autres blocs disponibles dans la littérature. A notre sens, cette approche peut être très intéressante puisqu'elle permet d'obtenir des propriétés d'intérêt des mécanismes de tenségrité tout en profitant de systèmes d'ores et déjà bien établis.

### **Prise en compte de la compliance**

D'autre part, dans ce chapitre, nous ne nous sommes intéressés qu'à l'obtention de mobilités désirées. Un avantage majeur des manipulateurs en tenségrité est leur compliance intrinsèque. Un approfondissement de l'évaluation et de la prise en compte de cette compliance lors de la conception est alors une piste importante.

### **Exploitation de méthodes de conception disponibles dans la littérature**

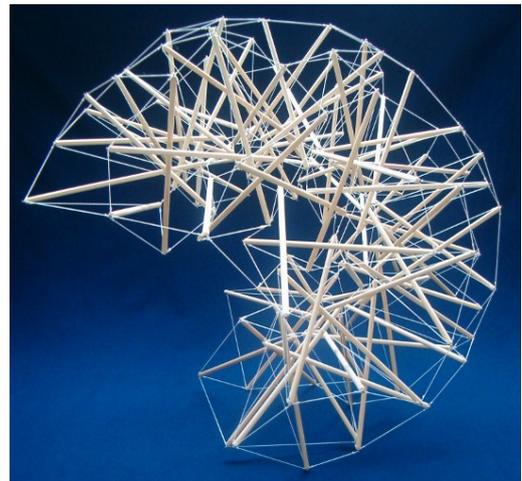
Enfin, les approches proposées sont également un point de départ pour réutiliser des méthodes de conception disponibles dans la littérature. En particulier, les approches par assemblage de blocs sont bien connues et des méthodes de sélection de ces blocs pour réaliser de l'optimisation topologique ont été proposées comme par exemple dans [Grossard 2009]. Approfondir l'utilisation de telles méthodes pour les manipulateurs en tenségrité pourrait enrichir le panel d'outils à disposition du concepteur.



# 4

## Commande de manipulateurs en tenségrité

---



*"...you don't hear me say that this tensegrity is art, but I do say that it is an art to make it."*

Marcelo Pars, [www.tensegriteit.nl](http://www.tensegriteit.nl)

### Sommaire du chapitre

---

4.1	Lois de commande et limites de fonctionnement . . . . .	80
4.1.1	Approche proposée . . . . .	80
4.1.2	Commande d'un manipulateur en tenségrité redondant . . . . .	81
4.1.3	Gestion des limites de fonctionnement . . . . .	84
4.1.4	Mesure de la configuration . . . . .	91
4.2	Implémentation et commande de deux manipulateurs . . . . .	91
4.2.1	Implémentation d'une simulation . . . . .	91
4.2.2	Description et modélisation des manipulateurs . . . . .	94
4.3	Évaluation et discussion . . . . .	102
4.3.1	Exploitation de la redondance . . . . .	103
4.3.2	Exploitation du coefficient d'atténuation . . . . .	109
4.4	Bilan . . . . .	116

---

Au chapitre 3, nous avons proposé deux manipulateurs dont les reconfigurations respectent une contrainte de centre de rotation déporté. Dans ce chapitre 4, nous nous concentrons désormais sur leur mise en mouvement. Dans la littérature, plusieurs commandes pour la reconfiguration de mécanismes de tenségrité et la mise en mouvement de manipulateurs conventionnels sont disponibles. Nous discutons dans ce chapitre le choix de la commande d'un manipulateur en tenségrité. En particulier, nous nous intéressons au respect de différentes limites de fonctionnement telles que rencontrées lors de la commande de mécanismes de tenségrité. Pour cela, deux lois de commande basées sur la jacobienne cinématique sont proposées. La première exploite la redondance d'un manipulateur pour réaliser des tâches secondaires. La seconde repose quant à elle sur l'utilisation d'un coefficient d'atténuation ralentissant le système à proximité de ses limites. Pour extraire les contributions proposées, le choix est fait de d'abord les présenter de manière générique dans la première section du chapitre avant de les appliquer à un cas d'étude.

### 4.1 Lois de commande et limites de fonctionnement

#### 4.1.1 Approche proposée

Dans de nombreux contextes, des interactions entre le manipulateur et son environnement sont nécessaires. Dans ce cas, et en particulier lorsque le contact peut être réalisé avec l'Homme comme dans un contexte clinique, la sécurité est critique lors de la réalisation de la tâche. De faibles vitesses de mouvement du manipulateur sont alors usuellement utilisées. Nous avons identifié les manipulateurs en tenségrité comme une approche prometteuse pour la réalisation de telles tâches. Pour l'étude de leur commande, nous considérons donc ce contexte avec de faibles vitesses de l'effecteur.

Les mécanismes de tenségrité sont d'intérêt pour leur compliance et leur autocontrainte, mais ces propriétés sont également sources de complications de la commande. En particulier, des phénomènes dynamiques ayant une influence significative sur le comportement du système comme des vibrations ou des pertes de stabilité peuvent apparaître. La modélisation dynamique des tenségrités a alors fait l'objet de nombreuses recherches [Skelton 2001, Kanchanasaratool 2002] et des commandes dynamiques ont été proposées [Aldrich 2003, Vasquez 2007] pour prévoir et contrôler ces phénomènes. Des commandes dédiées au rejet de hautes dynamiques comme les vibrations ont également été développées [Chan 2004, Averseng 2005]. Dans notre cas, les mouvements désirés sont lents, et l'utilisation d'une commande dynamique ne nous semble pas primordiale. Ces commandes ne sont donc pas considérées dans la suite.

Nous avons vu au chapitre 1 qu'une solution pour la mise en position de mécanismes de tenségrité est de déterminer, grâce à des méthodes de recherche de forme, les configurations d'équilibre en un nombre de points finis du chemin désiré. Lorsque le mécanisme est à un point défini, une commande articulaire est exploitée pour actionner la structure et atteindre la prochaine configuration. Diverses commandes basées sur ce principe ont été proposées [Wijdeven 2005, Arsenault 2006c]. Ces commandes impliquent que le comportement du mécanisme durant les états transitoires, c'est-à-dire entre deux configurations d'intérêt, n'est pas contrôlé dans l'espace opérationnel. Ceci ne nous semble pas acceptable dans des contextes critiques ou des interactions avec l'Homme sont possibles.

Alternativement, des commandes dans l'espace opérationnel sont disponibles. Dans [Boehler 2017], deux commandes sont proposées pour réaliser à la fois une mise en position et une modification

de la raideur du mécanisme. La première exploite un algorithme de distribution des tensions par le biais d'un algorithme de gestion coordonnée, alors que la seconde exploite un algorithme de distribution des vitesses exploitant le noyau de la matrice jacobienne cinématique. La modulation de raideur est alors rendue possible par l'utilisation de la redondance du mécanisme.

Motivés par les travaux proposés dans [Boehler 2017], nous proposons d'approfondir la discussion de l'exploitation des commandes basées sur la jacobienne cinématique. L'utilisation de telles commandes présente à notre sens deux intérêts majeurs. Premièrement, leur utilisation a été éprouvée dans la littérature pour la commande de manipulateurs classiques. De nombreux travaux sont alors disponibles pour enrichir les possibilités en matière de lois de commande des manipulateurs en tenségrité. Deuxièmement, afin de "démocratiser" l'utilisation des mécanismes de tenségrité, il nous semble nécessaire de pouvoir intégrer ces mécanismes à des systèmes existants sans devoir refondre toute l'architecture de commande. Nous adaptons alors des lois de commandes basées sur la jacobienne cinématique disponibles dans la littérature aux manipulateurs en tenségrité. En particulier, nous discutons comment ces commandes peuvent être exploitées tout en garantissant les limites de fonctionnement propres à ces manipulateurs particuliers.

### 4.1.2 Commande d'un manipulateur en tenségrité redondant

#### 4.1.2.1 Loi de commande

La réalisation d'une commande cinématique est classiquement réalisée en exploitant la jacobienne cinématique  $\mathbf{J}$ . Lors de la commande, on désire déterminer les vitesses articulaires  $\dot{\mathbf{q}}$  en fonction d'un torseur cinématique  $\boldsymbol{\tau}$ . Pour un manipulateur non redondant, les vitesses articulaires peuvent alors s'exprimer grâce à la jacobienne cinématique inverse  $\mathbf{J}^{-1}$  telle que

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}^{-1}\boldsymbol{\tau} \quad (4.1)$$

Lorsque la jacobienne cinématique  $\mathbf{J}$  possède des dimensions  $n \times m$  avec  $m > n$ , elle présente un noyau non vide et le manipulateur est redondant. Pour réaliser une tâche de positionnement dans l'espace opérationnel, les vitesses articulaires peuvent être calculées comme exprimées en Eq. (4.2) [Siciliano 1990].

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}^\dagger \boldsymbol{\tau} \quad (4.2)$$

avec  $\mathbf{J}^\dagger$  la matrice jacobienne pseudo-inverse de Moore-Penrose exprimée par

$$\mathbf{J}^\dagger = \mathbf{J}^T (\mathbf{J}\mathbf{J}^T)^{-1} \quad (4.3)$$

Lorsque l'on considère la commande proposée en Eq. (4.2), la redondance n'est pas exploitée et la jacobienne pseudo-inverse minimise la norme euclidienne des vitesses articulaires. Pour tirer profit de la redondance et réaliser une tâche secondaire, la méthode par projection du gradient [Siciliano 1990] peut être utilisée. Grâce à cette méthode une tâche secondaire peut être effectuée sans perturber la tâche principale. Pour cela, elle est projetée dans le noyau de  $\mathbf{J}$ . On peut alors optimiser une fonction de coût  $h(\mathbf{q})$ . En considérant un gain proportionnel  $k_p$  et

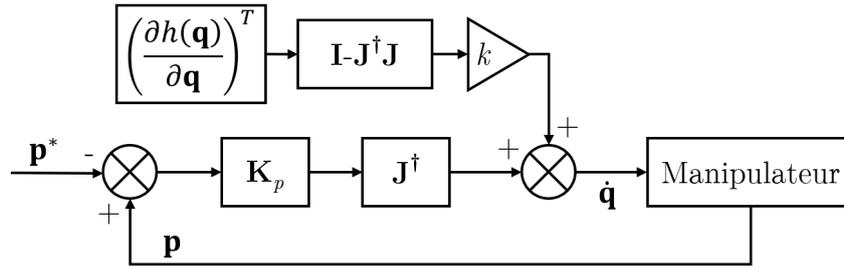


FIGURE 4.1 – Boucle de commande exploitant la méthode par projection du gradient.

une erreur  $\mathbf{e}$ , les vitesses articulaires s'écrivent telles que :

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}^\dagger k_p \mathbf{e} + k \left[ \mathbf{I} - \mathbf{J}^\dagger \mathbf{J} \right] \left( \frac{\partial h(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}} \right)^T \quad (4.4)$$

avec  $\mathbf{I}$  la matrice identité de dimensions  $m \times m$  et  $k$  un scalaire. Si on souhaite minimiser la fonction de coût alors  $k$  doit être négatif. Si on souhaite la maximiser, alors  $k$  doit être positif [Wan 2018]. Dans la suite, seules des minimisations sont considérées et donc  $k \leq 0$ .

Pour démontrer la stabilité de cette commande, on pose la fonction de Lyapunov  $\mathcal{V}(\mathbf{e})$  telle que

$$\mathcal{V}(\mathbf{e}) = \frac{1}{2} \mathbf{e}^T \mathbf{e} \quad (4.5)$$

Ainsi on écrit :

$$\begin{aligned} \dot{\mathcal{V}}(\mathbf{e}) &= \mathbf{e}^T \mathbf{J} \dot{\mathbf{q}} \\ &= \mathbf{e}^T \mathbf{J} \left( \mathbf{J}^\dagger k_p \mathbf{e} + k \left[ \mathbf{I} - \mathbf{J}^\dagger \mathbf{J} \right] \left( \frac{\partial h(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}} \right)^T \right) \\ &= k_p \mathbf{e}^T \mathbf{e} \end{aligned} \quad (4.6)$$

et la stabilité est garantie pour un coefficient  $k_p$  strictement négatif.

On pose  $\mathbf{e} = \mathbf{p} - \mathbf{p}^*$  avec  $\mathbf{p}$  les coordonnées opérationnelles mesurées et  $\mathbf{p}^*$  celles désirées. Le coefficient  $k_p$  peut être choisi différent pour chaque coordonnée pour par exemple prendre en compte des différences d'unité. Dans ce cas, il peut être remplacé par une matrice diagonale strictement négative  $\mathbf{K}_p$  sans influence sur la stabilité. La loi de commande s'écrit enfin comme en Eq. (4.7) et est affichée en Fig. 4.1.

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{J}^\dagger \mathbf{K}_p (\mathbf{p} - \mathbf{p}^*) + k \left[ \mathbf{I} - \mathbf{J}^\dagger \mathbf{J} \right] \left( \frac{\partial h(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}} \right)^T \quad (4.7)$$

Si plusieurs degrés de redondance sont disponibles dans le mécanisme, alors plusieurs tâches secondaires peuvent être considérées. Dans ce cas, une succession de projections peut être réalisée [Siciliano 1990] et une tâche est satisfaite uniquement si elle n'entre pas en conflit avec celle de plus haute priorité. Ces priorités peuvent être fixées *a priori* ou peuvent être modifiées dynamiquement, par le biais d'une pile dynamique de tâches hiérarchiques, ou *stack of tasks* [Mansard 2007].

### 4.1.2.2 Tâches secondaires

Pour le choix des tâches secondaires, deux critères nous semblent particulièrement importants : la sécurité avec la minimisation de l'énergie potentielle et l'encombrement avec la minimisation du déploiement.

#### 4.1.2.2.1 Minimisation de l'énergie potentielle

Premièrement, nous avons vu en section 2.1.2.2 que le niveau d'énergie potentielle stockée dans un mécanisme de tenségrité peut être critique. L'amélioration de la sûreté du dispositif peut alors passer par la réduction de cette énergie emmagasinée : de faibles niveaux d'énergie sont souhaitables dans notre contexte. Ainsi, la première fonction de coût proposée  $h_U$  correspond à l'énergie potentielle du manipulateur  $U$  afin de la minimiser. Cette énergie peut être directement déterminée si la position des nœuds de la structure et les paramètres des éléments élastiques sont connus. La fonction  $h_U$  s'écrit alors comme :

$$h_U = \sum_{i=1}^n U_i \quad (4.8)$$

avec  $i$  le  $i$ -ème élément élastique et  $n$  le nombre total d'éléments élastiques dans la structure.

#### 4.1.2.2.2 Minimisation du déploiement

Deuxièmement, bien que les mécanismes de tenségrité peuvent avoir des formes compactes lorsqu'ils sont repliés, les configurations déployées peuvent parfois mener à un fort encombrement. Dans de nombreux contextes, l'espace disponible pour le manipulateur est limité, rendant la minimisation de l'encombrement d'intérêt. Nous proposons donc une seconde fonction de coût  $h_x$  répondant à ce besoin. Pour cela, nous proposons d'exprimer directement  $\partial h_x / \partial \mathbf{q}$  comme la dérivée première par rapport à  $\mathbf{q}$  de la distance maximum des  $d_i$ , avec  $d_i$  la distance entre le  $i$ -ème nœud de la structure et un point à fixer. Ce point peut par exemple être le centre de la base du manipulateur. Cette fonction s'exprime comme :

$$\frac{\partial h_x(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}} = \frac{\partial d_{max}(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}} \quad (4.9)$$

avec

$$d_{max} = \max_i(d_i) \quad (4.10)$$

L'ajout de tâches secondaires permet alors d'optimiser le comportement du manipulateur par rapport à un ou plusieurs critères. Néanmoins, il existe également des limites de fonctionnement que le système doit respecter afin de garantir le contrôle et l'intégrité de la structure. Ces limites doivent donc être gérées.

### 4.1.3 Gestion des limites de fonctionnement

#### 4.1.3.1 Limites de fonctionnement d'un manipulateur en tenségrité

Premièrement, il existe des limites de fonctionnement communes à d'autres types de manipulateurs. Tout d'abord, il est courant de rechercher par la commande à éviter les configurations singulières. Dans ces configurations, le manipulateur peut perdre un ou plusieurs degrés de liberté, impliquant que des vitesses opérationnelles ne peuvent plus être générées. Pour les manipulateurs parallèles, ces configurations sont dites de premier type [Gosselin 1990]. Il existe également les singularités du second type, où le mécanisme ne peut pas résister un effort extérieur même si tous ces actionneurs sont bloqués et également celles du troisième type qui combinent les deux premiers. Ensuite, des limites liées aux actionneurs peuvent être identifiées avec les limites en couple, en vitesse et en position. Ici, des vitesses lentes du manipulateur sont considérées. Les saturations en vitesse ne sont alors pas critiques et les limites en couple sont supposées évitées par un choix d'actionneurs approprié. Néanmoins, si une butée est atteinte, alors des dégradations du système peuvent se produire ou à minima des distorsions de la trajectoire de l'effecteur peuvent être observées. De plus, ces variations de la trajectoire peuvent être brusques, induisant des phénomènes de haute dynamique, ce qui n'est pas acceptable dans le contexte proposé. Ces limites doivent donc être respectées.

Deuxièmement, nous identifions des limites propres aux manipulateurs en tenségrité. Ces manipulateurs sont constitués de mécanismes de tenségrité qui doivent être en configuration de tenségrité pour garantir leurs propriétés et leur intégrité. Il est alors nécessaire de vérifier que le manipulateur est dans un état d'équilibre stable et que les tensions dans les éléments en traction comme les câbles et les ressorts restent positives, comme formalisé au chapitre 2 en Eq. (2.13). Le respect des limites des efforts internes et de la stabilité est donc critique.

Enfin, pour certaines applications, il peut être nécessaire de restreindre l'espace de travail du manipulateur, par exemple pour éviter des contacts avec l'environnement. Ces contraintes additionnelles représentent alors de nouvelles limites de fonctionnement imposées par l'utilisateur que nous nommons les limites utilisateurs.

#### 4.1.3.2 Exploitation de la redondance

Pour respecter les limites identifiées, nous considérons tout d'abord la méthode par projection du gradient exprimée en Eq. (4.7) et l'exploitation de la redondance. Deux tâches nous paraissent particulièrement bien adaptées à cette méthode avec le respect des butées articulaires et le respect des élongations des ressorts.

##### 4.1.3.2.1 Gestion des butées articulaires

Avec la commande présentée en Eq. (4.2), la trajectoire du manipulateur est contrôlée dans l'espace cartésien mais pas dans l'espace articulaire. Les positions articulaires ne sont alors pas surveillées. Par conséquent, nous proposons une fonction de coût notée  $h_a$  pour minimiser la distance entre les positions articulaires mesurées et la valeur moyenne des positions atteignables

en suivant la proposition réalisée dans [Liégeois 1977]. On écrit alors

$$\begin{aligned}
 h_a &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n p_i \left( \frac{\rho_i - \alpha_i}{\rho_{imax} - \alpha_i} \right)^{2\beta} \\
 \alpha_i &= (\rho_{imax} + \rho_{imin})/2
 \end{aligned} \tag{4.11}$$

avec  $\rho_{imax}$ ,  $\rho_{imin}$  les limites minimales et maximales du  $i$ -ème actionneur,  $n$  le nombre d'actionneurs,  $p_i$  et  $\beta$  des coefficients à régler. Dans la suite, nous considérerons  $\beta = 1$  comme proposé dans [Liégeois 1977]. Néanmoins, le respect des butées articulaires est un problème local qu'il n'est pas nécessaire de prendre en compte lorsque l'on se trouve loin de ces limites. Le coefficient  $\beta$  peut alors être choisi pour modifier la forme de la variation de  $h_a$  et réduire son influence lorsque le système est éloigné de ces limites.

### 4.1.3.2.2 Gestion des élongations des ressorts

Nous avons en section 2.1.2.1 défini les espaces de travail des mécanismes de tenségrité entre autres par des élongations minimales et maximales des ressorts, pouvant être interprétées comme la gamme de tension autorisée. Les ressorts étant les seuls éléments élastiques considérés dans ce manuscrit, ils sont l'acteur majoritaire pour définir la précontrainte dans la structure et régissent donc les efforts internes. Par conséquent, nous proposons de définir la fonction de coût  $h_r$  en Eq. (4.12) dont la minimisation permet de faire converger la longueur des ressorts à la valeur médiane des limites, c'est-à-dire  $(l_{rmin} + l_{rmax})/2$ , avec  $l_{rmin}$  et  $l_{rmax}$  les longueurs minimales et maximales du  $i$ -ème ressort autorisées respectivement. En adaptant la fonction proposée dans [Liégeois 1977] et exploitée pour les butées articulaires, on écrit :

$$\begin{aligned}
 h_a &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n p_i \left( \frac{l_{ri} - \alpha_i}{l_{rmax} - \alpha_i} \right)^2 \\
 \alpha_i &= (l_{rmax} + l_{rmin})/2
 \end{aligned} \tag{4.12}$$

avec  $l_{ri}$  la longueur du  $i$ -ème ressort,  $i = \{1, \dots, n\}$ .

Nous avons donc proposé des fonctions de coût pour optimiser le comportement d'un manipulateur et s'éloigner de certaines limites de fonctionnement. Cependant, à cause de la hiérarchisation des tâches, la méthode par projection du gradient ne peut pas garantir que toutes les tâches considérées seront prises en compte. En particulier, les tâches de gestion des limites peuvent être ignorées si elles sont en conflit avec la tâche de mise en position qui est prioritaire. Pour pallier ce problème, on peut ajouter des degrés de redondance. Cette approche ne nous semble néanmoins pas optimale puisqu'elle peut mener à l'ajout de nombreux actionneurs si plusieurs tâches secondaires sont désirées, alourdissant la structure et complexifiant l'intégration. De plus, cette approche est peu flexible puisqu'elle limite l'ajout de tâches par l'utilisateur. Enfin, avoir des tâches secondaires actives mêmes lorsque les limites sont éloignées peut être contraignant.

### 4.1.3.3 Exploitation d'un coefficient d'atténuation

Pour prendre en compte les limites de fonctionnement, des résolutions sous contraintes peuvent être considérées, comme déjà proposé dans la littérature [Boehler 2017]. Une telle approche est effectivement particulièrement intéressante pour déterminer des configurations admissibles lorsque le système est redondant. Néanmoins, elle repose sur l'exploitation de trajectoires généralement déterminées *a priori*. Le choix des trajectoires est alors crucial et n'est pas toujours possible, par exemple si l'utilisateur peut faire bouger le manipulateur manuellement ou si les limites sont modifiées dynamiquement, par exemple suite à une modification de l'environnement. Nous proposons donc une approche alternative pour la gestion de ces limites.

#### 4.1.3.3.1 Loi de commande

Tout d'abord, nous définissons deux zones de fonctionnement, une zone sûre où le manipulateur est éloigné de ses limites et une zone critique où il y a proximité avec une ou plusieurs limites. Dans la zone sûre, on souhaite que les performances de manipulation ne soient pas altérées et que le système soit en fonctionnement nominal. En zone critique, nous souhaitons modifier le comportement du système pour réaliser l'évitement. De nombreuses commandes ont été proposées pour la gestion de telles limites, appelées barrières virtuelles [Bowyer 2014]. En particulier, il est possible d'activer ou désactiver des contraintes correspondant aux limites par le biais de pondérations dépendant de la distance à la limite comme proposé dans [Kermorgant 2014]. Ces contraintes se comportent alors comme des forces de répulsion dont l'intensité augmente avec la diminution de la distance à la limite jusqu'à atteindre un palier fixé. Cette solution permet ainsi de converger vers un point d'équilibre, empêchant l'atteinte des limites. Il peut néanmoins être difficile de dimensionner le point d'équilibre obtenu. De plus, des oscillations peuvent apparaître autour de ce point d'équilibre et l'atteinte d'une configuration dans la zone critique peut être compromise [Kermorgant 2014].

Alternativement, nous proposons de "freiner" le système en réduisant ses vitesses articulaires lorsqu'il se trouve dans une zone critique jusqu'à tendre vers un arrêt complet à proximité de la limite. Ce comportement est réalisé par le biais d'un coefficient d'atténuation noté  $\alpha$ . Un tel coefficient a déjà été considéré dans [Dahroug 2018] pour empêcher le rapprochement à une barrière virtuelle. Cette approche ne nécessite pas que le système soit redondant et, dans le cas d'une seule limite, on peut alors écrire le vecteur des vitesses articulaires par :

$$\dot{\mathbf{q}} = \alpha(d)\mathbf{J}^{-1}k_p\mathbf{e} \quad (4.13)$$

avec  $d$  la distance à la limite. Le coefficient  $\alpha$  permet ainsi de moduler la raideur du ressort virtuel qu'est la commande pour réduire les vitesses articulaires. En zone sûre, on souhaite alors  $\alpha(d) = 1$  pour ne pas modifier la commande lorsqu'il n'y a pas de danger. En zone critique, on souhaite que le coefficient tende vers 0 lorsque la distance à la limite tend vers 0, soit  $\alpha(d \rightarrow 0) \rightarrow 0$ . Avec cette loi de commande, l'ensemble des vitesses articulaires sont freinées de manière identique à l'approche d'une limite. Néanmoins, ces vitesses articulaires ne contribuent généralement pas de manière égale au rapprochement de la limite et une atténuation identique pour toutes les vitesses articulaires n'est alors pas souhaitable. Nous proposons donc de n'atténuer que la composante qui est normale à la limite, une composante tangentielle n'engendrant ni rapprochement ni

éloignement. Pour cela nous définissons une matrice  $\mathbf{M}$  qui est la projection de l'atténuation sur la normale à la limite. Lorsqu'une telle projection est utilisée, la tâche de mise en position peut se poursuivre moyennant des distorsions de la trajectoire de l'effecteur qui sont nécessaires au respect de la limite considérée. Ces distorsions nous semblent acceptables puisqu'elles évitent un comportement à risque du manipulateur.

De telles projections peuvent être réalisées dans l'espace articulaire pour gérer des limites intrinsèques au manipulateur comme les butées articulaires ou les élongations des ressorts, mais également dans l'espace opérationnel pour gérer des restrictions de l'espace de travail. Dans la suite, nous réalisons une étude préliminaire de l'exploitation de ces projections et des coefficients proposés pour les manipulateurs en tenségrité. Nous entamons donc l'étude d'une limite unique. L'intégrité du manipulateur étant primordiale, nous nous focalisons sur une limite associée qui est exprimée dans l'espace articulaire. La matrice  $\mathbf{M}$  est alors de dimensions  $m \times m$ ,  $m$  le nombre de coordonnées articulaires, et est de la forme

$$\mathbf{M} = \mathbf{I} + (\alpha - 1)\mathbf{nn}^T \quad (4.14)$$

avec  $\mathbf{n}$  le vecteur unitaire normal à la limite dans l'espace articulaire de dimensions  $m \times 1$ . La projection obtenue est illustrée en Fig. 4.2. Sur cette figure, on observe que lorsque  $\alpha$  diminue, la composante suivant la normale à la limite diminue, jusqu'à ce que les vitesses articulaires tendent vers la composante tangentielle pour un  $\alpha$  proche de 0. Les vitesses sont alors atténuées suivant  $\mathbf{n}$  et la limite peut être évitée. Si  $\alpha = 1$ , alors les vitesses articulaires sont inchangées.

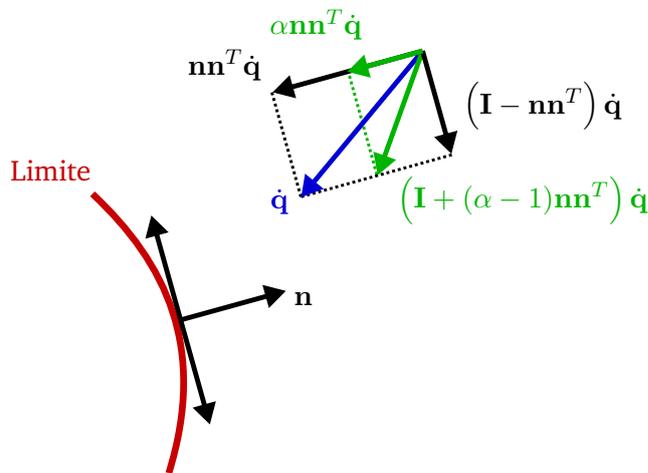


FIGURE 4.2 – Schéma d'interprétation de la projection proposée.

Avec la projection proposée, les vitesses articulaires s'écrivent alors comme

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{MJ}^+ k_p \mathbf{e} \quad (4.15)$$

Nous étudions la stabilité de cette proposition en posant à nouveau la fonction de Lyapunov proposée en Eq. (4.5). On trouve :

$$\dot{\mathcal{V}}(\mathbf{e}) = \mathbf{e}^T \mathbf{J} \mathbf{M} \mathbf{J}^{-1} k_p \mathbf{e} \quad (4.16)$$

Soit un vecteur  $\mathbf{v}$  quelconque de dimensions  $m \times 1$ , on peut écrire :

$$\begin{aligned}
 \mathbf{v}^T \mathbf{M} \mathbf{v} &= \mathbf{v}^T \mathbf{v} - (1 - \alpha) \mathbf{v}^T \mathbf{n} \mathbf{n}^T \mathbf{v} \\
 &= \mathbf{v}^T \mathbf{v} - (1 - \alpha) (\mathbf{n}^T \mathbf{v})^T \mathbf{n}^T \mathbf{v} \\
 &= \underbrace{\|\mathbf{v}\|^2 (1 - (1 - \alpha) \cos^2(\theta))}_{>0 \text{ car } 0 \leq 1 - \alpha < 1}
 \end{aligned} \tag{4.17}$$

La matrice  $\mathbf{M}$  est donc définie positive. Pour assurer la stabilité, il faut donc que  $k_p$  soit strictement négatif. Ainsi, si  $\mathbf{K}_p$  est une matrice diagonale strictement négative, alors la commande suivante est stable.

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{M} \mathbf{J}^+ \mathbf{K}_p \mathbf{e} \tag{4.18}$$

Une tâche secondaire peut être considérée si de la redondance est disponible en combinant la loi de commande proposée en Eq. (4.7) et en Eq. (4.18). Elle s'écrit comme proposé en Eq. (4.19). Nous ne discutons pas ici de la preuve de stabilité de cette proposition, considérée comme une perspective de ce travail.

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{M} \left( \mathbf{J}^+ \mathbf{K}_p \mathbf{e} + k \left[ \mathbf{I} - \mathbf{J}^+ \mathbf{J} \right] \left( \frac{\partial h(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}} \right)^T \right) \tag{4.19}$$

### 4.1.3.3.2 Choix du coefficient d'atténuation

Nous recherchons un coefficient  $\alpha$  qui tend vers 0 lorsque la distance à la limite tend vers 0, c'est-à-dire quand le système se trouve en zone critique, et qui a une valeur de 1 en zone sûre. De plus, nous voulons qu'il varie suivant une fonction continue et proposons alors de définir le coefficient d'atténuation par une fonction sigmoïde comme proposé dans [Kermorgant 2014]. Une telle sigmoïde s'écrit telle que

$$\alpha(d) = \frac{1}{1 + \exp(b - ad)} \tag{4.20}$$

Les scalaires  $a > 0$  et  $b > 0$  doivent être réglés, pour modifier la vitesse de variation obtenue et la position de la sigmoïde par rapport à la limite respectivement. Un exemple de variation du coefficient  $\alpha$  exploitant cette fonction est illustré en Fig. 4.3.

En section 4.1.3.1, nous avons souligné que des phénomènes dynamiques non souhaités peuvent apparaître si une limite, comme les butées articulaires, est brusquement atteinte. Pour éviter cela, une variation douce de  $\alpha$  est désirée lorsque l'on s'approche d'une limite. Cela permet alors un ralentissement progressif, mais implique également qu'il est difficile de ressortir de la zone critique. Effectivement, les performances de la commande ne sont alors récupérées que suite à un éloignement significatif par rapport à la limite. Cette réduction des performances peut alors amplifier les distorsions de la trajectoire de l'effecteur, même si ce dernier s'éloigne de la zone critique. Plus le coefficient  $a$  en Eq. (4.20) est faible, plus l'atténuation sera progressive et les distorsions seront larges. Pour pallier ce problème, nous proposons de définir la fonction de variation de  $\alpha$  comme une hystérèse en modifiant dynamiquement sa forme et les coefficients  $a$  et

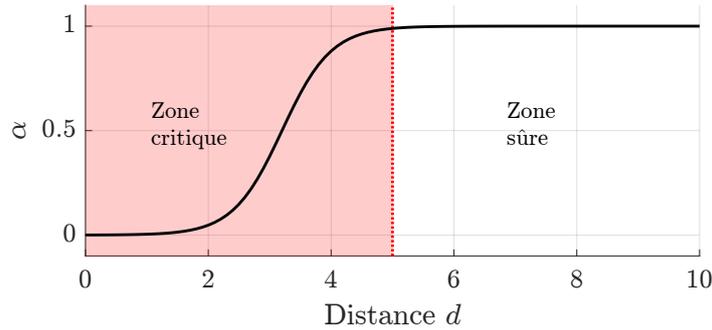


FIGURE 4.3 – Exemple de fonction de variation proposée du coefficient  $\alpha$ .

$b$  de la sigmoïde. Dans la suite, on note  $a_{down}$ ,  $b_{down}$  et  $a_{up}$ ,  $b_{up}$  les coefficients utilisés lorsqu'on s'approche et lorsqu'on s'éloigne d'une limite respectivement. Lorsque l'on s'approche de la limite la forme en Eq. (4.20) est exploitée. Lorsque l'on s'éloigne de la limite, nous proposons d'utiliser la sigmoïde de la forme suivante :

$$\alpha_{up}(d) = \frac{1 + \gamma}{1 + \exp(b_{up} - a_{up}d)} - \gamma \quad (4.21)$$

avec  $\gamma \in [0, 1]$  permettant de modifier le profil de variation. Le coefficient  $a_{up}$  est augmenté par rapport à  $a_{down}$  pour accroître la vitesse de variation lorsque l'on s'éloigne de la limite. Le coefficient  $b_{up}$  est exprimé en Eq. (4.22) pour assurer une fonction continue.

$$b_{up} = a_{up}d - \log\left(-\frac{y + \gamma}{y - 1}\right) \quad \text{avec} \quad y = \frac{1}{1 + \exp(b_{down} - a_{down}d)} \quad (4.22)$$

Les différentes formes de sigmoïde proposées pour l'éloignement de la limite sont illustrées en Fig. 4.4.

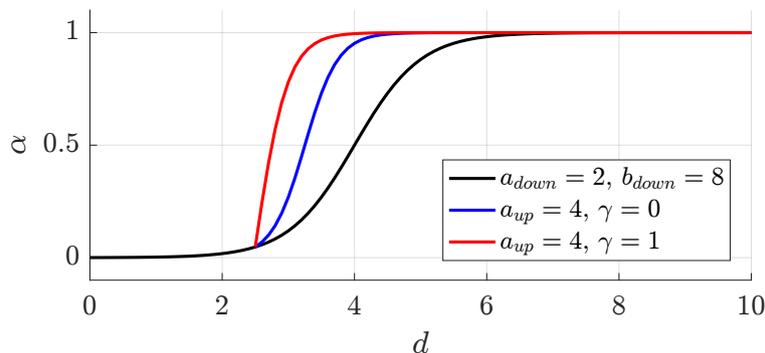


FIGURE 4.4 – Variations de la sigmoïde proposée pour la variation de  $\alpha$  lors de l'éloignement de la limite. L'éloignement débute pour  $d = 2.5$ .

Durant la commande, le choix des coefficients est réalisé en suivant les règles ci-dessous.

- La distance  $d$  diminue ou augmente et le système est initialement dans la zone sûre : les coefficients  $a_{down}$  et  $b_{down}$  choisis *a priori* sont utilisés

- La distance  $d$  augmente et le système est dans la zone critique : le coefficient  $a_{up}$  choisi *a priori* et le coefficient  $b_{up}$  exprimé en Eq. (4.22) sont sélectionnés. Les coefficients  $a_{down}$  et  $b_{down}$  sont ensuite utilisés si le système atteint la zone sûre.
- La distance  $d$  diminue suite à une augmentation sans sortir de la zone critique : les coefficients  $a_{up}$  et  $b_{up}$  sont utilisés jusqu'à intersection avec la sigmoïde exploitant  $a_{down}$  et  $b_{down}$  pour garantir la continuité. Suite à cela  $a_{down}$  et  $b_{down}$  sont utilisés.

Pour mieux appréhender le comportement du coefficient  $\alpha$ , ses variations sont illustrées en Fig. 4.5 avec un exemple en cinq phases présenté ci-dessous. Pour cet exemple, on pose  $a_{down} = 2$ ,  $b_{down} = 4.5$ ,  $a_{up} = 4$  et  $\gamma = 0$ .

- **Phase 1** : Le système s'approche d'une limite jusqu'à l'atteindre.
- **Phase 2** : Le système s'éloigne de la limite jusqu'à rejoindre la zone sûre.
- **Phase 3** : Le système s'approche de la limite sans l'atteindre.
- **Phase 4** : Le système s'éloigne sans atteindre la zone sûre.
- **Phase 5** : Le système s'approche à nouveau.

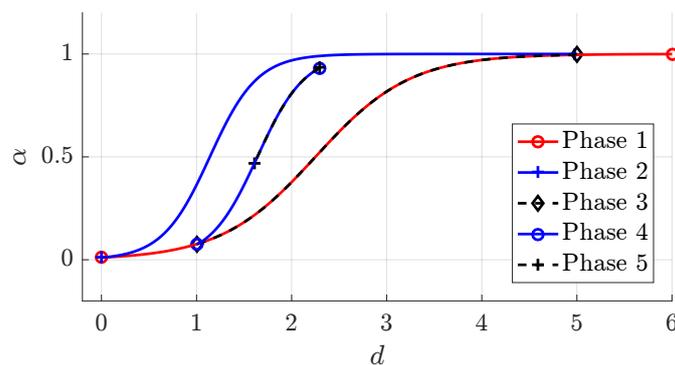


FIGURE 4.5 – Exemple de variation du coefficient  $\alpha$ .

### 4.1.3.3 Atteinte d'une limite

La fonction sigmoïde utilisée converge vers zéro lorsque la distance à la limite diminue mais n'atteint jamais cette valeur. Cela signifie que le coefficient  $\alpha$  ne peut pas annuler les vitesses articulaires. Si une position hors des limites est envoyée à la commande, alors elle finira théoriquement par être atteinte et les limites seront violées. En pratique, des frottements existent et les moteurs présentent une bande morte. Il existe donc une borne inférieure des vitesses articulaires où un mouvement du manipulateur ne peut pas être obtenu. Le choix du coefficient  $b_{down}$  peut donc être choisi en conséquence pour éviter la violation de la limite. Si la position désirée implique de franchir la limite et évolue continuellement dans ce sens, alors l'erreur ne cessera d'augmenter et il est possible que le signal de commande devienne finalement suffisant pour mettre en mouvement le système, même si  $\alpha$  est proche de zéro. Nous considérons ici qu'un tel comportement est obtenu suite à un fonctionnement anormal du manipulateur. Un arrêt d'urgence est alors mis en place au cas où une limite est atteinte.

Ainsi, malgré quelques difficultés potentielles lorsque la limite est atteinte, l'approche par atténuation permet d'éviter une limite lors d'un fonctionnement normal du manipulateur et ne requiert pas de degré de redondance. Une perspective naturelle de ce travail est d'étendre l'approche proposée à la gestion simultanée de plusieurs limites dans l'espace articulaire ou dans l'espace de la tâche, puisqu'aucune restriction induite par la structure du mécanisme et sa redondance n'existe, contrairement à la commande par projection du gradient discutée en section 4.1.2.1. Par conséquent, cette alternative, nous semble très prometteuse pour la commande de manipulateurs en tenségrité et nous l'évaluons dans la suite.

### 4.1.4 Mesure de la configuration

Pour appliquer les commandes proposées, la mesure de la configuration doit être réalisée. Bien que des commandes en boucle ouvertes aient déjà été proposées pour le déploiement de tenségrités [Pinaud 2004, Masic 2004], les manipulateurs en tenségrité comportent un grand nombre d'éléments structurels, de liaisons, et leur configuration dépend de l'équilibre statique et donc des propriétés des éléments élastiques et des frottements. Par conséquent, de nombreuses sources d'incertitudes existent avec entre autres les jeux mécaniques ou les non-linéarités des éléments élastiques. L'identification de nombreux paramètres est alors nécessaire et peut être laborieuse. D'autre part, les manipulateurs sont compliants. Par conséquent, l'application d'efforts extérieurs suite à un contact par exemple, engendrera une déformation du système. Un nombre important de capteurs doit donc *a priori* être intégré pour déterminer la configuration, ce qui rend complexe l'intégration et l'implémentation.

Pour pallier ces problèmes, un retour visuel peut être exploité, comme déjà proposé pour les mécanismes de tenségrité [Karnan 2017, Moldagalieva 2019]. De plus, un tel retour nous permet de réaliser une commande référencée capteur où le besoin d'identification du manipulateur est moindre. Nous proposons donc de considérer un retour visuel dans la suite.

## 4.2 Implémentation et commande de deux manipulateurs

### 4.2.1 Implémentation d'une simulation

Pour évaluer les lois de commande proposées, une plateforme doit être développée afin d'observer le comportement d'un manipulateur. Le système doit être stable et la précontrainte doit être assurée, sinon la structure peut s'effondrer. Par conséquent, il nous semble nécessaire de réaliser les premières évaluations de la commande de manipulateurs en tenségrité dans un environnement contrôlé. Un outil de simulation dédié est alors développé. La construction du simulateur est détaillée dans la suite.

#### 4.2.1.1 Choix de l'outil de simulation

Pour évaluer les lois de commande, deux points nous semblent particulièrement importants lors du développement du simulateur. Premièrement, les phénomènes dynamiques doivent pouvoir être simulés, la présence de tels comportements pouvant être critique pour les mécanismes de tenségrité. Deuxièmement, il est nécessaire que le comportement du système simulé soit indépendant des modèles des manipulateurs exploités pour le développement des lois de commande.

Pour répondre à ces critères, nous nous focalisons sur un simulateur possédant un moteur physique. Dans la littérature, de tels simulateurs ont été exploités pour modéliser des tenségrités comme par

exemple dans [Bruce 2014] avec le *NASA Tensegrity Robot Toolkit* (NTRT) ou dans [Luo 2017] avec une simulation sous ADAMS. Nous identifions une alternative pour la simulation de tenségrités avec l'utilisation d'une boîte à outil du logiciel Matlab/Simulink (Mathworks, EUA) appelée SimScape™. Grâce à cette boîte à outils, des blocs représentant des éléments mécaniques comme des corps rigides, des liaisons ou des composants particuliers tels que des ressorts peuvent être assemblés et simulés. Bien qu'il ne soit pas gratuit et accessible comme le NTRT, cet outil est particulièrement intéressant pour sa facilité d'utilisation et son interfaçage avec le logiciel Matlab. Ainsi, un grand nombre d'outils d'ores et déjà disponibles pour ce logiciel peut être aisément exploité pour nos simulations. De plus, nous avons déjà une expérience avec l'utilisation de cet outil, diminuant le temps de développement de la plateforme. Une simulation implémentée avec SimScape™ est donc considérée. Un exemple de simulation d'une tenségrité est visible en Fig. 4.6 avec d'une part la visualisation du système simulé et de l'autre l'assemblage de blocs pour simuler le système.

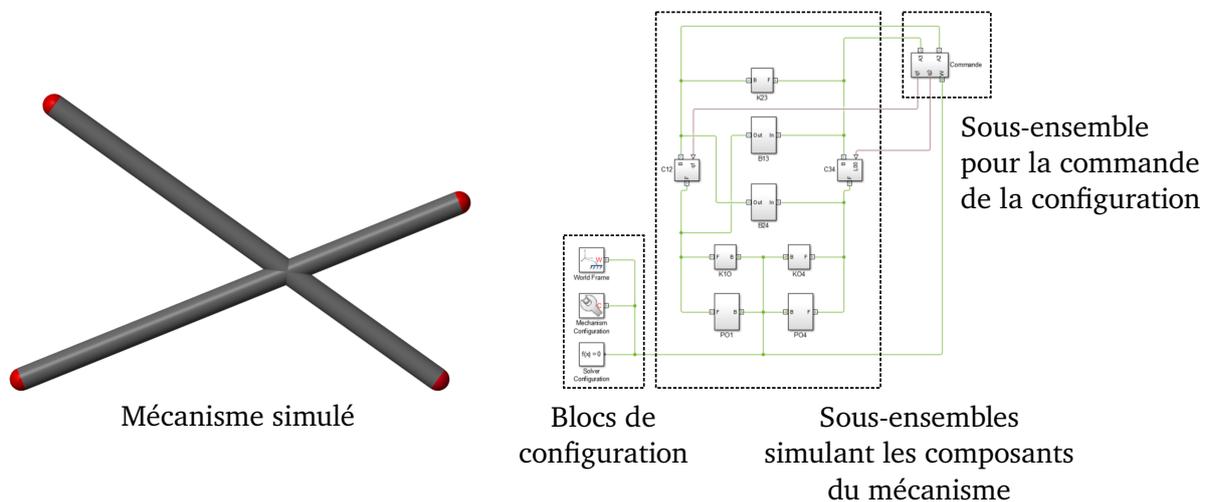


FIGURE 4.6 – Exemple de simulation sous SimScape d'un mécanisme de tenségrité. A gauche la visualisation du système simulé à droite l'assemblage de blocs pour implémenter la plateforme. En gris les barres, en rouge les nœuds, les câbles et les ressorts ne sont pas représentés.

### 4.2.1.2 Simulation d'un mécanisme de tenségrité

Pour simuler les manipulateurs en tenségrité considérés dans ce manuscrit, cinq types d'éléments structurels doivent être modélisés : les liaisons, les barres, les ressorts, les câbles et les actionneurs. Dans SimScape™, il existe déjà une bibliothèque de blocs simulant des liaisons courantes comme les liaisons glissières ou pivots et des corps rigides. Nous les utilisons donc directement pour simuler les éléments correspondants.

#### 4.2.1.2.1 Simulation des ressorts

Dans la bibliothèque de blocs disponibles, il existe un bloc permettant de simuler un ressort. Ce bloc calcule l'effort appliqué par le ressort en fonction de sa longueur par le biais d'une loi de Hooke. De plus, un amortisseur est également simulé grâce à ce bloc. En parallèle, nous ajoutons une liaison glissière passive idéale, comme illustré en Fig. 4.7. Cette liaison a deux rôles. Le

premier est de contraindre géométriquement le ressort, permettant à la simulation de converger vers les configurations souhaitées. Le second est de nous permettre d'imposer une orientation prédéfinie au ressort pour obtenir une configuration initiale désirée. Sur la figure 4.7, les deux corps visibles sont nécessaires à la mise en place de la liaison glissière. Les liaisons pivots sont quant à elles utilisées pour attacher le ressort aux nœuds de la structure.

D'autre part, lors d'une implémentation réelle, l'énergie dans le mécanisme est dissipée par le biais de forces dissipatives comme de l'amortissement dans les éléments élastiques ou des frottements. Ces forces dissipatives sont nécessaires au système pour converger vers un état d'équilibre. Ici, nous les modélisons en appliquant une valeur d'amortissement de 20 Ns/m. Cette valeur est choisie suite à un processus essai-erreur pour assurer la convergence des systèmes simulés.

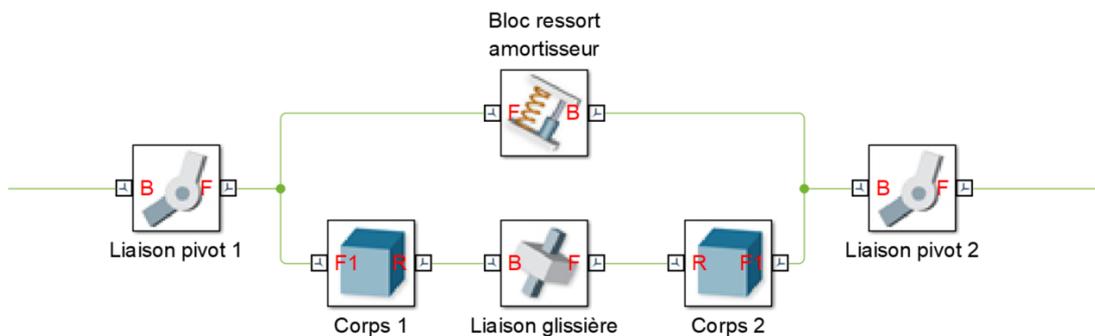


FIGURE 4.7 – Simulation proposée d'un ressort sous SimScape.

### 4.2.1.2.2 Simulation des câbles et des barres actionnés

La modélisation d'un câble pour les mécanismes de tenségrité est majoritairement réalisée en considérant un câble inextensible [Arsenault 2006a, Bayat 2007], un câble non-élastique en série avec un ressort linéaire [Boehler 2017] ou un câble élastique [Moored 2011]. Pour les robots parallèles à câbles, la simulation et la modélisation des câbles ont été approfondies pour prendre en compte des raideurs non-linéaires [Kawamura 1995] ou des phénomènes dynamiques comme le fluage [Merlet 2009] et affiner la description de leur comportement. Lorsque de grandes longueurs de câble ou de fortes charges sont considérées, la simulation de câbles pesants est nécessaire [Gouttefarde 2012, Schenk 2016].

Nous faisons le choix de considérer des câbles non-élastiques et non-pesants comme déjà proposé dans [Arsenault 2006a, Bayat 2007], la raideur des ressorts dans la structure étant considérée bien inférieure à celle des câbles, et de faibles longueurs de ces derniers étant exploitées. Nous proposons donc de les simuler comme tels par deux corps rigides dont la position relative est régie par une liaison glissière comme illustré en Fig. 4.8. La modulation de cette position relative permet de modifier la longueur du câble simulé.

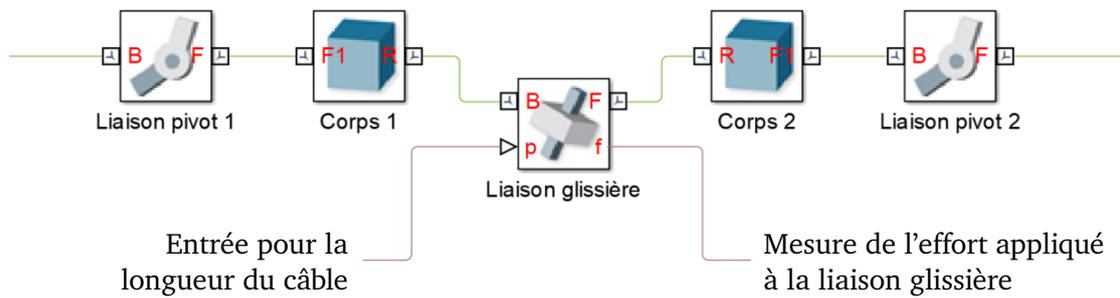


FIGURE 4.8 – Simulation proposée d'un câble actionné sous SimScape.

Les câbles ne peuvent être sollicités qu'en traction. Si une compression se produit, une chute de tension sera obtenue et la configuration de tenségrité sera perdue. Un tel comportement est donc proscrit. Lorsqu'une force de traction est appliquée, le système utilisé pour la modélisation du câble se comporte comme souhaité. Néanmoins, le comportement du câble lors d'une chute de tension n'est pas simulé. Ce comportement étant proscrit, nous proposons d'arrêter la simulation lorsqu'une force de compression est détectée dans un des câbles. La force appliquée au câble est simplement déterminée grâce à une fonction intégrée au bloc de la liaison glissière permettant de récupérer l'effort lui étant appliqué, voir Fig. 4.8. Lorsque des barres actionnées sont considérées, la simulation est réalisée de manière identique mais sans contrôle de l'effort appliqué. Enfin, pour ces premières évaluations, les actionneurs sont considérés idéaux avec une fonction de transfert unitaire.

### 4.2.1.3 Initialisation de la simulation

Avant de pouvoir exploiter la simulation, une étape d'initialisation est réalisée. Lors de cette étape, le système converge vers un état d'équilibre initial désiré qui est stable. Pour cela, nous fixons les orientations et positions des différents éléments structurels *a priori*. Cette étape peut être délicate, le simulateur pouvant converger vers une configuration stable mais non souhaitée, par exemple une configuration symétrique à celle voulue, ou bien dans des configurations où le système n'est pas en configuration de tenségrité avec par exemple la superposition des deux barres d'une croix de Snelson.

### 4.2.1.4 Mesure de la configuration

En section 4.1.4, nous avons considéré un retour visuel pour la commande de manipulateurs en tenségrité. Ici, nous nous concentrons sur la mesure de la position des nœuds de la structure comme déjà proposé dans la littérature [Karnan 2017]. Les évaluations étant réalisées en simulation, les positions des nœuds peuvent être directement déterminées. Les problématiques relatives à l'utilisation d'une caméra comme l'étalonnage, le recalage ou les bruits de mesure ne sont pas discutés. De plus, à partir des positions des nœuds, le modèle statique nous permet de déduire les efforts internes à la structure. Par conséquent, l'ensemble des états du manipulateur nécessaires à la commande peuvent être déterminés.

## 4.2.2 Description et modélisation des manipulateurs

Les deux manipulateurs proposés au chapitre précédent présentent des caractéristiques et des natures de mouvement distinctes. L'évaluation conjointe de ces deux systèmes nous paraît donc

pertinente pour discuter l'utilisation des commandes proposées. Dans ce chapitre, le manipulateur conçu par assemblage de blocs est appelé manipulateur à quatre degrés de liberté, abrégé dans la suite par 4 DDL, et le manipulateur conçu par analogie avec les structures en ciseaux est appelé manipulateur à deux degrés de liberté (2 DDL). La modélisation et les commandes adaptées à chaque manipulateur sont maintenant présentées.

### 4.2.2.1 Manipulateur à quatre degrés de liberté

#### 4.2.2.1.1 Modèle cinématique

Le manipulateur à 4 DDL est plan et composé de deux croix actionnées. La première est actionnée par barres et la seconde par câbles comme rappelé en Fig. 4.9. La reconfiguration de ces deux croix implique l'utilisation de quatre actionneurs représentés en rouge. Par conséquent, le vecteur de coordonnées articulaires est de dimensions  $4 \times 1$ . Pour ce manipulateur, nous voulons moduler le rayon  $r_1$ , l'orientation  $\varphi_1$ , mais également garantir la position du centre de rotation  $\mathbf{o}_1$ . Le vecteur des coordonnées opérationnelles est donc de dimensions  $3 \times 1$ . La jacobienne cinématique du manipulateur est alors de dimension  $3 \times 4$  et le système possède un degré de redondance.

Pour appliquer les lois de commande proposées, la jacobienne cinématique du manipulateur doit être déterminée. Pour cela, différentes approches peuvent être considérées. Pour ce manipulateur, le modèle statique direct a été exprimé au chapitre 3 de manière analytique en posant  $\mathbf{p} = [\mathbf{g}_1^T, \varphi_1]^T$  les coordonnées du centre  $G_1$  et de l'orientation de l'effecteur représenté en bleu en Fig. 4.9. On rappelle qu'il s'écrit tel que :

$$\begin{aligned}
 \mathbf{o}_b &= \mathbf{o}_0 + \begin{bmatrix} \frac{\rho_{b1}^2 - \rho_{b2}^2}{4l_{rb}} \\ \frac{\rho_{b1}\rho_{b2}}{2l_{rb}} \end{bmatrix} \\
 \mathbf{g}_1 &= \mathbf{o}_b + \begin{bmatrix} \frac{\rho_{c1}^2 - \rho_{c2}^2}{4l_{rc}} \\ \left(\frac{\rho_{c1} + \rho_{c2}}{2}\right) \sqrt{1 + \frac{(\rho_{c1}\rho_{c2} - \rho_{c1}^2)^2}{4\rho_{c1}^2(\rho_{c1}\rho_{c2} - l_b^2)}} + l_d \end{bmatrix} \\
 \varphi_1 &= 2 \arccos\left(\frac{\rho_{c1} - \rho_{c2}}{2l_{rc}}\right) - \pi \\
 l_{rb} &= \frac{1}{2} \sqrt{\rho_{b1}^2 + \rho_{b2}^2} \\
 l_{rc} &= \sqrt{l_b^2 - \rho_{c1}\rho_{c2}}
 \end{aligned} \tag{4.23}$$

avec  $\rho_{b1}$  et  $\rho_{b2}$  les positions articulaires de la croix à barres actionnées,  $\rho_{c1}$ ,  $\rho_{c2}$  les positions articulaires de la croix à câbles actionnées,  $\mathbf{o}_0$  la position du point  $O_0$ ,  $\mathbf{o}_b$  la position du point  $O_b$ ,  $l_b$  la longueur des barres de longueur fixe et  $l_d$  un décalage imposé par la pièce de découplage nécessaire à l'assemblage des croix.

Ici, nous exprimons la jacobienne cinématique en dérivant le modèle statique par rapport aux coordonnées articulaires. On appelle  $\mathbf{J}_b$  et  $\mathbf{J}_c$  les jacobienes cinématiques des croix à barres actionnées

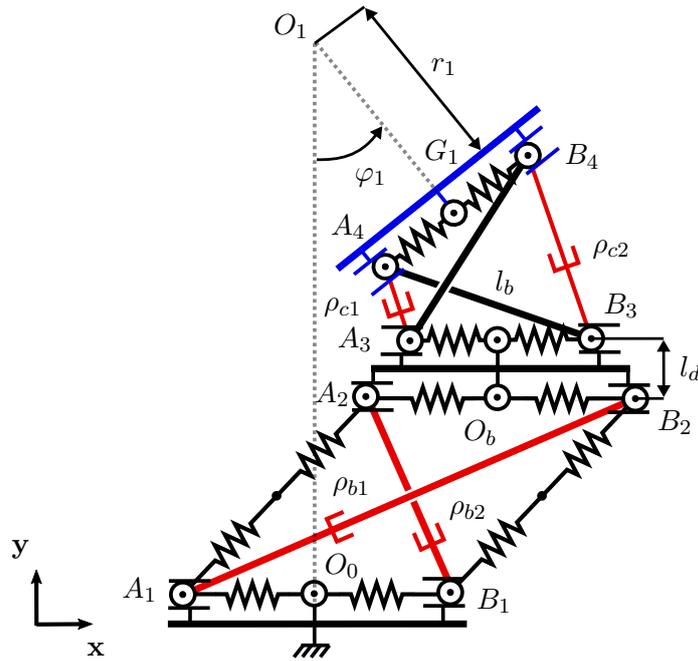


FIGURE 4.9 – Représentation du manipulateur à 4 DDL.

et à câbles actionnés respectivement. Leur expression est donnée en Eq. (4.24) and Eq. (4.25).

$$\mathbf{J}_b = \left[ \frac{\partial \mathbf{p}}{\partial \mathbf{q}_1} \right] = \begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{g}_1}{\partial \mathbf{q}_1} \\ 0 \end{bmatrix} = \frac{1}{8l_{rb}^3} \begin{bmatrix} \frac{\rho_{b1}(\rho_{b1}^2 + 3\rho_{b2}^2)}{2} & -\frac{\rho_{b2}(3\rho_{b1}^2 + \rho_{b2}^2)}{2} \\ \rho_{b2}^3 & \rho_{b1}^3 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

$$\mathbf{J}_c = \left[ \frac{\partial \mathbf{p}}{\partial \mathbf{q}_2} \right] = \begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{g}_1}{\partial \mathbf{q}_2} \\ \frac{\partial \varphi_1}{\partial \mathbf{q}_2} \end{bmatrix} = \frac{1}{8l_{rc}^3} \begin{bmatrix} E_1(\rho_{c1}, \rho_{c2}) & -E_1(\rho_{c2}, \rho_{c1}) \\ \frac{E_2(\rho_{c1}, \rho_{c2})}{\sqrt{4l_b^2 - (\rho_{c1} + \rho_{c2})^2}} & \frac{E_2(\rho_{c2}, \rho_{c1})}{\sqrt{4l_b^2 - (\rho_{c1} + \rho_{c2})^2}} \\ -E_3(\rho_{c1}, \rho_{c2}) & E_3(\rho_{c2}, \rho_{c1}) \end{bmatrix} \quad (4.25)$$

avec

$$\begin{aligned} E_1(\rho_i, \rho_j) &= 4l_b^2 \rho_i - 3\rho_j \rho_i^2 - \rho_j^3 \\ E_2(\rho_i, \rho_j) &= 8l_b^4 - 4\rho_i l_b^2 (\rho_i + 3\rho_j) + \rho_j (3\rho_i - \rho_j) (\rho_i + \rho_j)^2 \\ E_3(\rho_i, \rho_j) &= 8l_{rc}^2 (1 - \rho_i (\rho_i - \rho_j) / 2l_{rc}^2) \left( \sqrt{1 - (\rho_i - \rho_j)^2 / 4l_{rc}^2} \right)^{-1} \end{aligned} \quad (4.26)$$

On trouve alors

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{J}_b \begin{bmatrix} \dot{\rho}_{b1} \\ \dot{\rho}_{b2} \end{bmatrix} + \mathbf{J}_c \begin{bmatrix} \dot{\rho}_{c1} \\ \dot{\rho}_{c2} \end{bmatrix} \quad (4.27)$$

et la matrice jacobienne cinématique du manipulateur est finalement exprimée comme

$$\mathbf{J} = [\mathbf{J}_b, \mathbf{J}_c] \quad (4.28)$$

La jacobienne pseudo-inverse peut ensuite être calculée.

### 4.2.2.1.2 Fonctions de coûts

Le manipulateur présente un degré de redondance. Par conséquent, une tâche secondaire peut être considérée. Les fonctions de coût correspondant aux quatre tâches secondaires introduites en section 4.1.2.2 et en section 4.1.3.2 sont présentées dans la suite.

**Minimisation de l'énergie potentielle :** Lorsqu'une telle tâche est considérée, la commande proposée cherche à minimiser l'énergie potentielle et donc l'élongation des ressorts. Les longueurs des ressorts se rapprochent donc de leur longueur à vide. Dans ce cas, la précontrainte dans la structure est très faible, et les chutes de tension dans les câbles peuvent être fréquentes du fait des dynamiques. Pour pallier ce problème, on définit une longueur à vide modifiée  $\tilde{l}_0$  telle que

$$\tilde{l}_0 = l_0 + \delta_{l_0} \quad (4.29)$$

avec  $\delta_{l_0}$  une marge choisie par l'utilisateur. L'énergie potentielle dans chaque croix s'exprime en sommant l'énergie stockée dans chaque ressort telle que

$$\begin{aligned} U_b &= 2k_r (l_{rb} - \tilde{l}_0)^2 & U_c &= k_r (l_{rc} - \tilde{l}_0)^2 \\ l_{rb} &= \frac{1}{2} \sqrt{\rho_{b1}^2 + \rho_{b2}^2} & l_{rc} &= \sqrt{\tilde{l}_c^2 - \rho_{c1}\rho_{c2}} \end{aligned} \quad (4.30)$$

avec  $k_r$  la raideur des ressorts et  $l_0$  leur longueur à vide.  $U_b$  est l'énergie potentielle stockée dans la croix à barres actionnées et  $U_c$  est l'énergie stockée dans la croix à câbles actionnés. L'expression de la fonction de coût  $h_U$  est exprimée en Eq. (4.31) et sa dérivée première par rapport à  $\mathbf{q}$  est déterminée de manière analytique.

$$h_U = U_b + U_c \quad (4.31)$$

**Minimisation du déploiement :** Pour minimiser le déploiement, nous avons proposé de minimiser le maximum des distances entre les nœuds et un point fixe. La croix actionnée par barres peut avoir de grands déploiements suivant  $x$  (Fig. 4.9) pour de faibles déploiements suivant  $y$ . De plus, un encombrement important suivant  $x$  peut être obtenu même si la tâche se trouve sur l'axe  $y$ . Nous proposons donc de définir la fonction de coût  $h_x$  comme le maximum des distances entre chaque nœud et l'axe  $y$ . Par exemple, dans le cas illustré en Fig. 4.9, ce maximum correspond à la coordonnée suivant  $x$  du nœud  $B_2$ . L'expression des coordonnées des nœuds est déterminée grâce au modèle statique en Eq. (4.23) et la dérivée première de  $h_x$  s'écrit comme proposé en Eq. (4.9)

telle que

$$\frac{\partial h_x}{\partial \mathbf{q}} = \frac{\partial x_{max}}{\partial \mathbf{q}} \quad (4.32)$$

avec

$$x_{max} = \max_i (|A_{ix}|, \dots, |A_{nx}|, |B_{ix}|, \dots, |B_{nx}|) \quad i \in [1, \dots, n] \quad n = 4 \quad (4.33)$$

**Gestion des butées articulaires :** On note  $\rho_{bmin}$ ,  $\rho_{bmax}$  et  $\rho_{cmin}$ ,  $\rho_{cmax}$  les butées articulaires des croix à barres actionnées et à câbles actionnés respectivement. La fonction de coût s'écrit suivant Eq. (4.11) telle que

$$h_a = \frac{1}{4} \sum_{i=1}^2 p_1 \left( \frac{\rho_{bi} - \alpha_{bi}}{\rho_{bmax} - \alpha_{bi}} \right)^2 + p_2 \left( \frac{\rho_{ci} - \alpha_{ci}}{\rho_{cmax} - \alpha_{ci}} \right)^2 \quad (4.34)$$

$$\alpha_{bi} = (\rho_{bmax} + \rho_{bmin})/2 \quad \alpha_{ci} = (\rho_{cmax} + \rho_{cmin})/2$$

avec  $p_1$  et  $p_2$  les coefficients à régler. La dérivée première par rapport à  $\mathbf{q}$  est exprimée de manière analytique.

**Gestion des élongations des ressorts :** Nous avons vu au chapitre précédent que tous les ressorts dans une croix à barres actionnées sont de longueurs égales, ce qui est également le cas dans une croix à câbles actionnés. Nous proposons donc une fonction de coût  $h_r$  qui fait converger la longueur d'un seul ressort pour chaque croix vers sa valeur moyenne autorisée. Elle est exprimée suivant Eq. (4.12) telle que

$$h_r = \frac{1}{2} \left( p_3 \left( \frac{l_{rb} - \alpha_r}{l_{rmax} - \alpha_r} \right)^2 + p_4 \left( \frac{l_{rc} - \alpha_r}{l_{rmax} - \alpha_r} \right)^2 \right) \quad (4.35)$$

avec

$$\alpha_r = \frac{l_{rmax} + l_{rmin}}{2} \quad (4.36)$$

$l_{rb}$  est la longueur des ressorts de la croix à barres actionnées,  $l_{rc}$  est la longueur des ressorts de la croix à câbles actionnés, et  $p_3$ ,  $p_4$  sont les coefficients à régler. De manière similaire à la fonction  $h_a$ , sa dérivée première est déterminée analytiquement.

### 4.2.2.1.3 Limite considérée pour le coefficient d'atténuation

Dans cette étude, nous considérons que la stabilité et l'évitement de configuration singulières sont garantis par une synthèse et un dimensionnement approprié du manipulateur. L'exploitation de l'atténuation peut alors être appliquée à la gestion des butées, des élongations des ressorts ou des limites utilisateurs. Il nous paraît néanmoins primordial de respecter la configuration de tenségrité et donc de garder les ressorts en tension. Par conséquent, nous proposons ici de l'utiliser pour gérer la limite minimale d'élongation des ressorts.

De manière analogue à la fonction de coût pour la tâche de gestion des élongations des ressorts,

nous proposons de gérer les limites d'élongation des ressorts en surveillant celle d'un seul ressort par croix actionnée. Deux coefficients d'atténuation sont alors introduits avec  $\alpha_{br}$  pour la croix à barres actionnées et  $\alpha_{cr}$  pour la croix à câbles actionnés. Les longueurs des ressorts sont exprimées dans l'espace articulaire et sont disponibles en Eq. (4.23). Les vecteurs normaux unitaires aux limites d'élongations notés  $\mathbf{n}_{br}$  et  $\mathbf{n}_{cr}$  pour la croix à barres actionnées et la croix à câbles actionnés respectivement, sont déterminés. Les projections  $\mathbf{M}_{br}$  et  $\mathbf{M}_{cr}$  associées s'écrivent alors suivant l'Eq. (4.14) comme

$$\begin{aligned}
 \mathbf{M}_{br} &= \mathbf{I}_4 + (\alpha_{br} - 1)\mathbf{n}_{br}\mathbf{n}_{br}^T \\
 \mathbf{n}_{br} &= \frac{\mathbf{n}_{0br}}{\|\mathbf{n}_{0br}\|} \quad \text{avec} \quad \mathbf{n}_{0br} = \begin{bmatrix} \frac{\rho_{b1}}{2\sqrt{\rho_{b1}^2 + \rho_{b2}^2}} \\ \frac{\rho_{b2}}{2\sqrt{\rho_{b1}^2 + \rho_{b2}^2}} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \\
 \mathbf{M}_{cr} &= \mathbf{I}_4 + (\alpha_{cr} - 1)\mathbf{n}_{cr}\mathbf{n}_{cr}^T \\
 \mathbf{n}_{cr} &= \frac{\mathbf{n}_{0cr}}{\|\mathbf{n}_{0cr}\|} \quad \text{avec} \quad \mathbf{n}_{0cr} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\frac{\rho_{c2}}{2\sqrt{l_b^2 - \rho_{c1}\rho_{c2}}} \\ -\frac{\rho_{c1}}{2\sqrt{l_b^2 - \rho_{c1}\rho_{c2}}} \end{bmatrix}
 \end{aligned} \tag{4.37}$$

avec  $\mathbf{I}_n$  la matrice identité de dimension  $n$ . Les distances aux limites  $d_{br}$  et  $d_{cr}$  pour la croix à barres actionnées et la croix à câbles actionnés respectivement sont calculées comme

$$d_{br} = \|\mathbf{b}_1 - \mathbf{a}_1\| - l_0 \quad d_{cr} = \|\mathbf{b}_3 - \mathbf{a}_3\| - l_0 \tag{4.38}$$

avec  $\mathbf{b}_i$  la position du point  $B_i$  et  $\mathbf{a}_i$  la position du point  $A_i$ .

La commande proposée n'a été assurée dans ce document que pour la gestion d'une limite. Nous ferons alors le choix d'utiliser soit  $\mathbf{M}_{br}$  soit  $\mathbf{M}_{cr}$  en fonction de la trajectoire considérée.

#### 4.2.2.1.4 Implémentation en simulation

Pour l'évaluation, le manipulateur est implémenté avec les outils de simulation présentés en section 4.2.1.2. Nous utilisons les valeurs des paramètres obtenues pour le prototype associé à ce manipulateur et étudié au chapitre 3. Les valeurs exploitées sont récapitulées en Tab. 4.1. Les paramètres  $m_b$ ,  $m_d$  et  $m_p$  sont les masses des barres, de la pièce de découplage utilisée pour assembler les deux croix et de l'effecteur respectivement. La simulation du manipulateur est affichée en Fig. 4.10.

Pour la commande, nous choisissons  $\mathbf{K}_p = -diag(2, 2, 0, 1)$ . Les coefficients  $k$  utilisés pour la tâche secondaire comme défini en Eq. (4.19) sont récapitulés en Tab. 4.2. La marge  $\delta_{l_0}$  introduite en Eq. (4.29) pour la minimisation de l'énergie potentielle est fixée à 10 mm. Les coefficients des fonctions de coûts pour la gestion des butées articulaires et de l'élongation des ressorts sont fixés à  $p_1 = p_2 = p_3 = p_4 = 1$ . Les paramètres des fonctions sigmoïdes exploitées pour les variations des coefficients d'atténuation sont discutés en section 4.3. Ils ne sont donc pas introduits ici.

Paramètre	Valeur	Unité	Paramètre	Valeur	Unité
$l_b$	100	(mm)	$m_b$	0.1	(kg)
$k_r$	0.11	(N/mm)	$m_d$	0.25	(kg)
$l_{rmin}$	62	(mm)	$m_p$	0.25	(kg)
$l_{rmax}$	112	(mm)	$[\rho_{bmin}, \rho_{bmax}]$	[30, 140]	(mm)
$l_d$	20	(mm)	$[\rho_{cmin}, \rho_{cmax}]$	[30, 80]	(mm)

Tableau 4.1 – Paramètres utilisés pour la simulation.

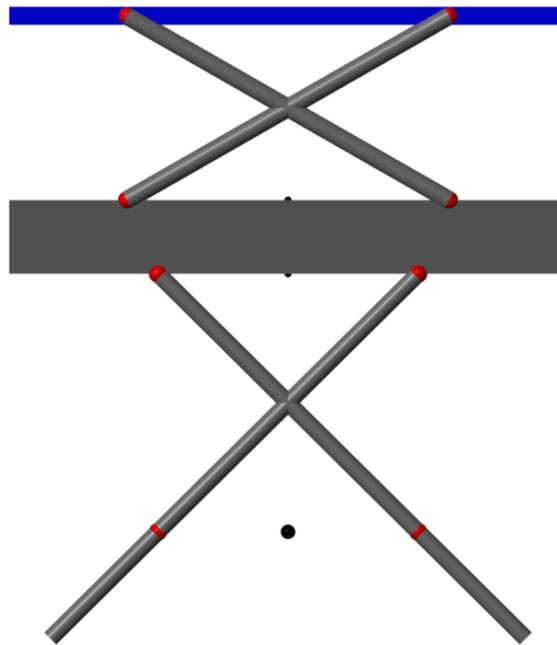


FIGURE 4.10 – Simulation du manipulateur à 4 DDL. En bleu l'effecteur et en rouge les nœuds des mécanismes de tenségrité. Les câbles et les ressorts ne sont pas représentés.

Fonction de coût	Aucune	$h_U$	$h_x$	$h_a$	$h_r$
$k$	0	-20	-7	-450	-450

Tableau 4.2 – Paramètres  $k$  utilisés pour l'exploitation des fonctions de coût.

#### 4.2.2.2 Manipulateur à deux degrés de liberté

##### 4.2.2.2.1 Modèle cinématique

Le manipulateur à 2 DDL est plan et son architecture est rappelée en Fig. 4.11. Ce manipulateur est composé de deux croix à câbles actionnés et comporte deux actionneurs représentés en rouge modulant chacun les câbles d'un même côté de la structure avec  $\mathbf{q} = [\rho_1, \rho_2]^T$ . L'effecteur est la plateforme bleue dont la pose est décrite par les coordonnées opérationnelles  $\mathbf{p} = [r_2, \varphi_2]^T$ .

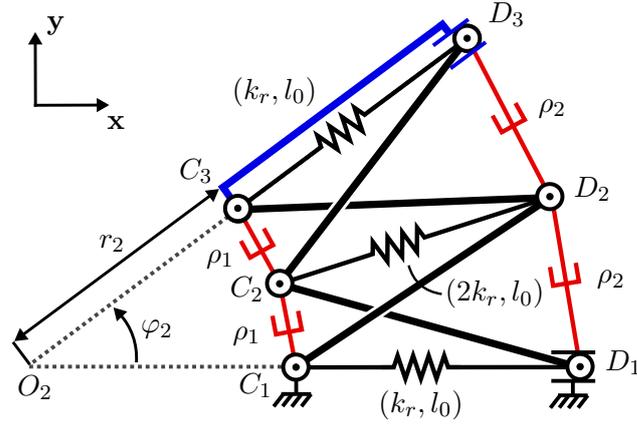


FIGURE 4.11 – Représentation du manipulateur en tenségrité à deux croix à câbles actionnés exploité.

Pour ce manipulateur, nous avons exprimé le modèle statique inverse au chapitre précédent avec :

$$\begin{aligned} \rho_1 &= r_2 \sqrt{2 \left( 1 - \cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right) \right)} \\ \rho_2 &= \rho_{21} \left( \cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right) + \sqrt{\cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right)^2 + \frac{l_b^2}{r_2^2} - 1} \right) \end{aligned} \quad (4.39)$$

Tout comme pour le premier manipulateur, on détermine alors la jacobienne cinématique en dérivant ce modèle statique par rapport aux coordonnées opérationnelles. On trouve alors :

$$\mathbf{J}^{-1} = \frac{\partial \mathbf{q}}{\partial \mathbf{p}} = \sqrt{2} \begin{bmatrix} E_1 & \frac{r_2 \sin \left( \frac{\varphi_2}{2} \right)}{4E_1} \\ E_2 \cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right) + \cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right)^2 - 1 & E_3 \\ E_1 \frac{E_2 \cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right) + \cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right)^2 - 1}{E_2} & E_3 \end{bmatrix} \quad (4.40)$$

avec

$$\begin{aligned} E_1 &= \sqrt{1 - \cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right)} \\ E_2 &= \sqrt{\cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right)^2 + \left( \frac{\varphi_2}{2} \right)^2 - 1} \\ E_3 &= \frac{r_2 \sin \left( \frac{\varphi_2}{2} \right) \left( \cos \left( \frac{\varphi_2}{2} \right) + E_4 \right)}{4E_1} - r_2 E_1 \left( \frac{\sin \left( \frac{\varphi_2}{2} \right)}{2} + \frac{\sin \varphi_2}{4E_4} \right) \\ E_4 &= \sqrt{\frac{\cos \varphi_2}{2} + \left( \frac{l_b}{r_2} \right)^2 - \frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (4.41)$$

Les limites de fonctionnement de ce manipulateur sont désormais présentées pour ensuite proposer la loi de commande.

#### 4.2.2.2 Fonctions de coûts et limites de fonctionnement

Le manipulateur à 2 DDL n'est pas redondant et il n'est alors pas possible de considérer de tâches secondaires. Nous nous intéressons donc ici uniquement à la gestion des limites grâce à un coefficient d'atténuation. Tout comme pour le manipulateur à 4 DDL, voir section 4.2.2.1.3, nous nous concentrons sur la gestion de la limite minimale d'élongation des ressorts.

Dans notre contexte, tous les ressorts de la structure sont de même longueur. Un seul coefficient d'atténuation  $\alpha_r$  est alors nécessaire. Le vecteur normal à la limite est noté  $\mathbf{n}_r$ . Ce dernier et la matrice  $\mathbf{M}$  s'écrivent tels que

$$\begin{aligned} \mathbf{M} &= \mathbf{I}_2 + (\alpha_r - 1)\mathbf{n}_r\mathbf{n}_r^T \\ \mathbf{n}_r &= \frac{\mathbf{n}_{0r}}{\|\mathbf{n}_{0r}\|} \quad \text{avec} \quad \mathbf{n}_{0r} = \begin{bmatrix} -\frac{\rho_2}{2\sqrt{l_b^2 - \rho_1\rho_2}} \\ \rho_1 \\ -\frac{\rho_2}{2\sqrt{l_b^2 - \rho_1\rho_2}} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (4.42)$$

La distance à la limite  $d_r$  est calculée en suivant l'expression

$$d_r = \|\mathbf{c}_1 - \mathbf{d}_1\| - l_0 \quad (4.43)$$

avec  $\mathbf{c}_1$  la position du nœud  $C1$  et  $\mathbf{d}_1$  la position du nœud  $D_1$ .

#### 4.2.2.3 Implémentation en simulation

De manière similaire au manipulateur à 4 DDL, l'évaluation du manipulateur à 2 DDL est réalisée en le simulant avec les paramètres utilisés pour le prototype développé au chapitre 3. Le système simulé est affiché en Fig. 4.12 et les valeurs exploitées sont récapitulées en Tab. 4.3. La masse de chacune des barres de la structure est notée  $m_b$  et la masse de la plateforme servant d'effecteur est notée  $m_p$ . Pour la commande, nous sélectionnons  $\mathbf{K}_p = -diag(2, 0.5)$ .

Paramètre	Valeur	Unité	Paramètre	Valeur	Unité
$l_b$	100	(mm)	$m_b$	0.25	(kg)
$k_r$	0.11	(N/mm)	$m_p$	0.25	(kg)
$l_{rmin}$	62	(mm)	$[\rho_{1min}, \rho_{1max}]$	[15, 65]	(mm)
$l_{rmax}$	1112	(mm)	$[\rho_{2min}, \rho_{2max}]$	[40, 80]	(mm)

Tableau 4.3 – Paramètres utilisés pour la simulation du manipulateur à 2 DDL.

Dans cette section, nous avons développé les lois de commande associées aux deux manipulateurs et avons implémenté les simulations de ces derniers. Les évaluations et les résultats sont désormais discutés.

### 4.3 Évaluation et discussion

L'évaluation des lois de commande est réalisée en deux étapes. Tout d'abord, nous analysons l'exploitation de la redondance pour la réalisation d'une tâche secondaire. Ensuite, le respect de la configuration de tenségrité et des limites de fonctionnement est investiguée.

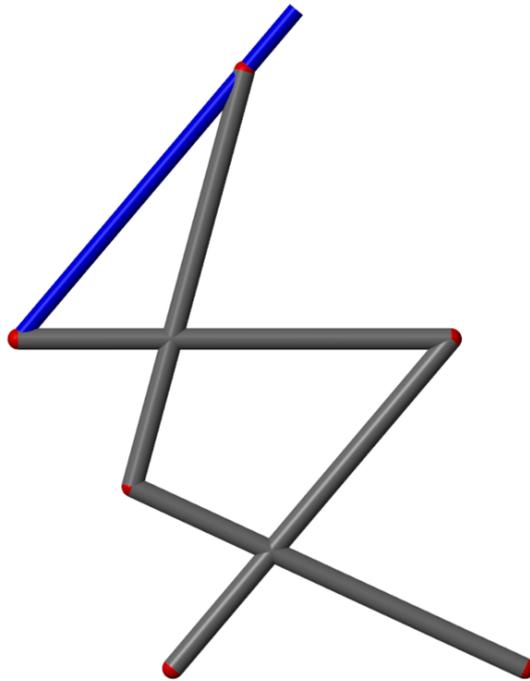


FIGURE 4.12 – Simulation du manipulateur à 2 DDL. En bleu l’effecteur et en rouge les nœuds des mécanismes de tenségrité. Les câbles et les ressorts ne sont pas représentés.

### 4.3.1 Exploitation de la redondance

#### 4.3.1.1 Trajectoire considérée

Dans cette première étude, seul le manipulateur à 4 DDL est exploité, celui à 2 DDL n’étant pas redondant. Pour garder une configuration de tenségrité, les câbles et les ressorts doivent rester tendus. Pour l’étude des fonctions secondaires, cette contrainte est respectée en choisissant une trajectoire pour laquelle cette condition est vérifiée. Cette trajectoire est telle que le manipulateur respecte la contrainte de centre de rotation déporté et l’effecteur est alors contrôlé en modifiant le rayon  $r_1$  et son orientation  $\varphi_1$  illustrés en Fig. 4.9. Le centre de rotation  $O_1$  a pour coordonnées  $\mathbf{o}_1 = [0, 250]^T$ . La trajectoire suit la séquence de points ABCDEA affichée en Fig. 4.13. Une pause de 5 s est réalisée au début et à la fin de la trajectoire. Une pause de 0.5 s est également effectuée en chaque point A, B, C, D et E. Le long de CD,  $r_1 = 100$  mm et le long de BE,  $r_1 = 110$  mm. L’angle  $\varphi_1$  varie entre  $-14$  et  $14^\circ$ . La trajectoire en position entre deux points est générée par le biais d’un polynôme de degré 5 en suivant [Khalil 2002]. Elle est illustrée en Fig. 4.14. La configuration initiale au point A est définie par les positions articulaires  $\rho_{b1} = \rho_{b2} = 75\sqrt{2}$  mm et  $\rho_{c1} = \rho_{c2} = 45$  mm.

#### 4.3.1.2 Optimisation de l’énergie potentielle et du déploiement

Les trajectoires de l’effecteur obtenues sans fonction de coût ou bien en considérant la fonction  $h_U$  ou la fonction  $h_x$  sont présentées en Fig. 4.13. On peut voir sur cette figure que les trajectoires des trois commandes proposées sont très similaires, comme le confirment les erreurs en position et en orientation de l’effecteur en Fig. 4.15 et en Fig. 4.16. On remarque également que les erreurs obtenues s’annulent en certains points. Ce comportement est expliqué par l’exploitation d’une

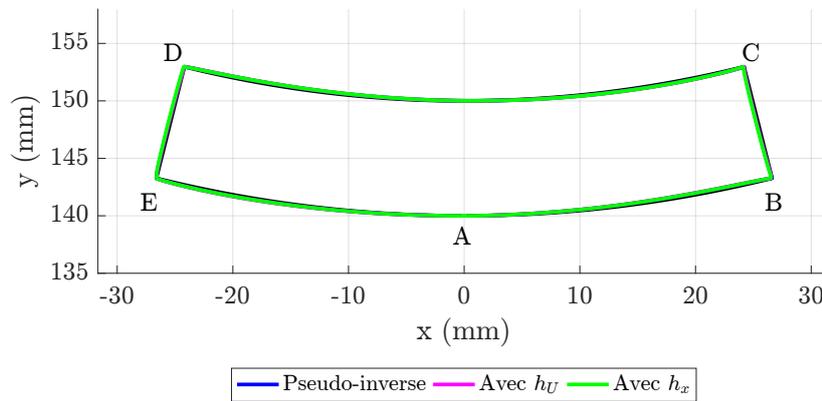


FIGURE 4.13 – Trajectoire de l’effecteur désirée et trajectoires obtenues sans fonction de coût, avec  $h_U$  ou avec  $h_x$ .

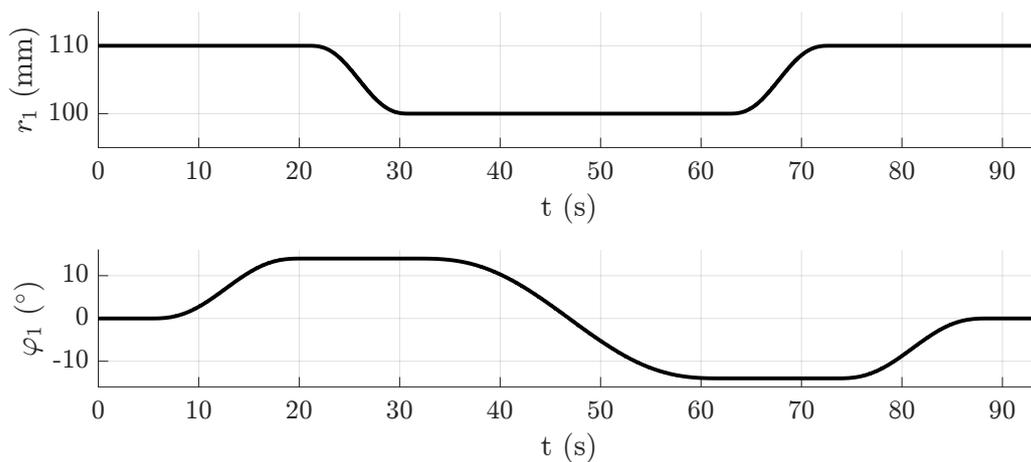


FIGURE 4.14 – Trajectoire de l’effecteur désirée pour l’optimisation de l’énergie potentielle et du déploiement.

mesure directe des positions des nœuds et des éléments structuraux dont les paramètres sont connus parfaitement. La configuration du manipulateur et donc la pose de l’effecteur peuvent ainsi être reconstruites en évitant toute erreur statique. Les erreurs observées sont des erreurs de trainage dues à l’accélération et aux dynamiques du système. Ces résultats démontrent que l’application d’une tâche secondaire ne dégrade pas la tâche principale de mise en position comme souhaité.

En Fig. 4.17, l’énergie potentielle emmagasinée dans le manipulateur est affichée. On remarque tout d’abord que l’énergie potentielle initiale lors de l’utilisation de la fonction  $h_U$  est plus faible qu’avec les deux autres commandes proposées. Cela est dû à la pause réalisée avant le démarrage de la trajectoire durant laquelle la commande optimise d’ores et déjà sa fonction de coût. On observe très clairement que la fonction  $h_U$  réduit l’énergie potentielle du manipulateur par

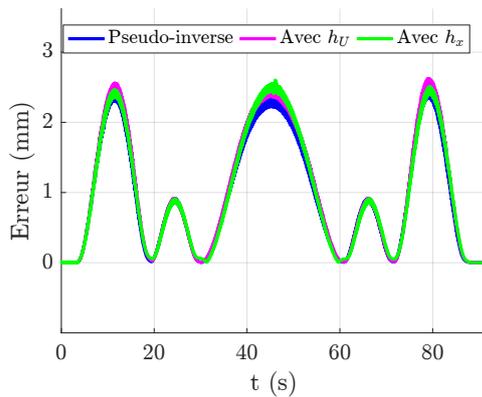


FIGURE 4.15 – Erreur sur la position de l'effecteur.

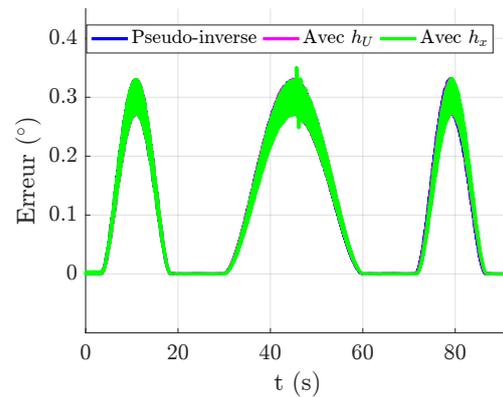


FIGURE 4.16 – Erreur sur l'orientation de l'effecteur.

rapport à l'utilisation d'une simple jacobienne pseudo-inverse. De plus, la variation d'énergie potentielle le long de la trajectoire est également modifiée. La redondance du manipulateur est donc exploitée avec succès pour optimiser l'énergie potentielle tout en garantissant la mise en position du manipulateur.

Le déploiement est illustré par la distance maximale  $x_{max}$  entre tous les nœuds et l'axe y. Il est affiché en Fig. 4.18. On observe que le déploiement est moindre en exploitant la fonction  $h_x$  par rapport à l'utilisation de la pseudo-inverse uniquement. Néanmoins, des résultats similaires sont obtenus lorsqu'on considère  $h_U$ . Effectivement, la minimisation de l'énergie potentielle implique la minimisation de l'élongation des ressorts et induit donc une croix à barres actionnées la plus petite possible. Pour la croix à câbles actionnés, réduire la longueur des ressorts implique déployer la structure, soit augmenter sa hauteur et réduire sa largeur. Réduire l'énergie potentielle revient donc également à réduire la largeur du manipulateur et donc le déploiement comme défini ici. Une seconde conséquence de ce comportement est la présence de faibles énergies potentielles lorsque  $h_x$  est considérée comme affiché en Fig. 4.17. Effectivement, la minimisation du déploiement réduit également l'énergie potentielle jusqu'à obtenir des niveaux d'énergie très faibles comme pour  $t \in [40, 50]$  s. Ces niveaux sont inférieurs à ceux obtenus avec  $h_U$  puisque pour cette dernière, une marge  $\delta_{l_0}$  est ajoutée pour garantir un niveau d'énergie suffisant au bon fonctionnement du manipulateur.

Les fonctions proposées permettent donc d'améliorer le comportement du manipulateur, qu'il s'agisse de minimiser le niveau d'énergie potentielle ou bien le déploiement, tout en garantissant la tâche de mise en position désirée. Cependant, des niveaux faibles d'énergie peuvent être obtenus ce qui signifie une faible précontrainte, en particulier pour la minimisation de l'encombrement où aucune marge de fonctionnement n'est implémentée. Pour ces résultats, la trajectoire a été choisie pour que le manipulateur n'atteigne pas les butées articulaires ou les limites d'élongation des ressorts. Ces deux limites sont maintenant analysées.

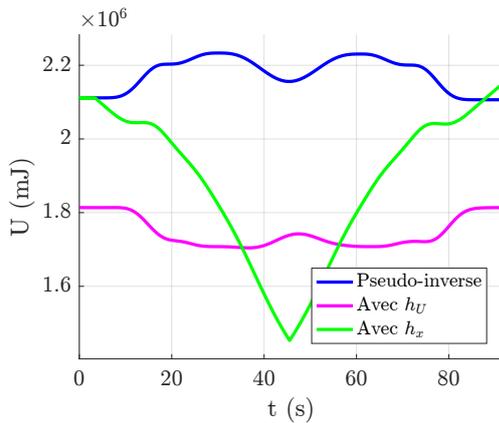


FIGURE 4.17 – Énergie potentielle emmagasinée dans le manipulateur.

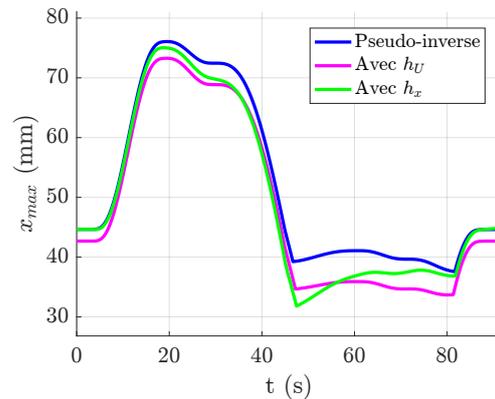


FIGURE 4.18 – Distance maximale entre un nœud et l'axe y.

### 4.3.1.3 Gestion des butées articulaires et des limites d'élongation des ressorts

#### 4.3.1.3.1 Étude préliminaire

Tout d'abord, nous analysons les performances de mise en position du manipulateur avec la trajectoire sélectionnée précédemment et affichée en Fig. 4.19. Les erreurs sur la position ainsi que l'orientation sont présentées en Fig. 4.20 et en Fig. 4.21 respectivement. Lorsque l'on considère la gestion des butées articulaires, les erreurs de position et d'orientation de l'effecteur sont similaires à celles obtenues précédemment avec environ 2.5 mm d'erreur maximale sur la position et  $0.3^\circ$  d'erreur sur l'orientation. Par contre, lorsque la gestion de l'élongation des ressorts est considérée, de plus grandes erreurs en position allant proche de 5 mm sont observées. En analysant la trajectoire obtenue, on remarque qu'avec cette tâche secondaire, l'effecteur ne suit pas la trajectoire désirée. Ce phénomène s'explique en observant les positions articulaires affichées en Fig. 4.22 et en Fig. 4.23. Sur ces graphiques, on remarque que la butée articulaire supérieure est atteinte pour les barres actionnées, induisant les distorsions de la trajectoire observées. Le tracé des longueurs des ressorts en Fig. 4.24 et en Fig. 4.25 montre que la fonction de coût  $h_r$  remplit néanmoins bien son rôle de gestion des élongations puisque la longueur des ressorts se rapproche de la longueur moyenne autorisée en pointillés.

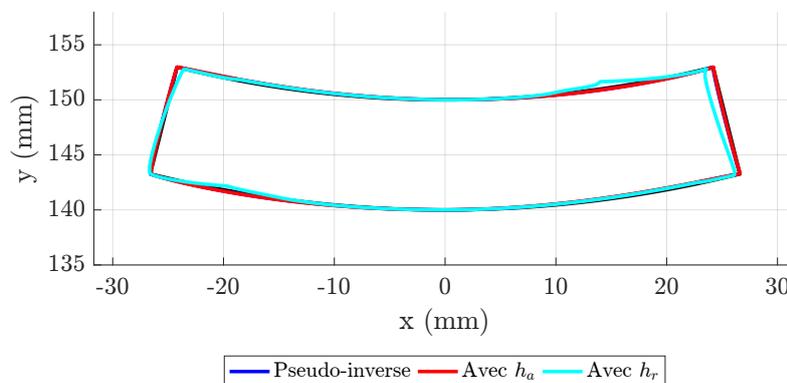


FIGURE 4.19 – Trajectoires de l'effecteur pour la gestion des butées et des élongations des ressorts.

## Chapitre 4. Commande de manipulateurs en tenségrité

D'autre part, on peut observer sur les graphiques présentés que la fonction de coût  $h_a$  permet de gérer les positions articulaires en les rapprochant de la valeur moyenne autorisée par rapport à une commande sans tâche secondaire. Néanmoins, l'élongation des ressorts s'approche de la limite inférieure autorisée, ce qui est un comportement à risque.

Avec toutes ces observations, on peut donc affirmer que les tâches secondaires induisent le comportement attendu pour la gestion des butées et des élongations des ressorts. L'atteinte, ou la proximité, des butées articulaires ou des limites d'élongation montre néanmoins que le dimensionnement du système n'est pas adapté à toutes les tâches proposées. Ici, le choix des paramètres a été réalisé à partir des solutions technologiques sélectionnées au chapitre 3. Avec ces solutions nous sommes néanmoins dans l'incapacité de profiter de la course d'élongation des ressorts autorisée pour le cas d'étude proposé. Un dimensionnement prenant en compte simultanément le choix des butées articulaires et le choix des élongations admissibles des ressorts doit être réalisé pour garantir le respect d'une trajectoire de l'effecteur donnée. Au sein du simulateur, nous levons cette difficulté en modifiant tout d'abord les butées articulaires des barres actionnées.

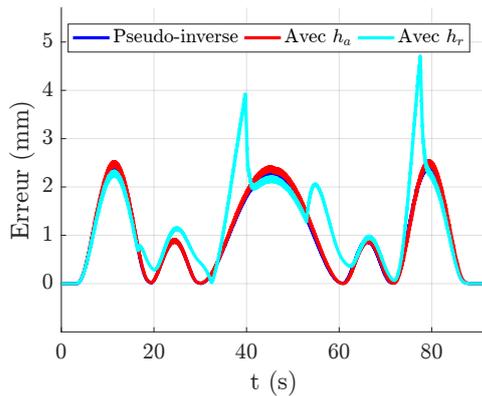


FIGURE 4.20 – Erreur sur la position de l'effecteur.

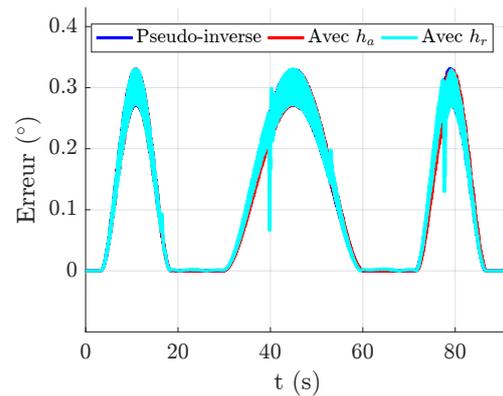


FIGURE 4.21 – Erreur sur l'orientation de l'effecteur.

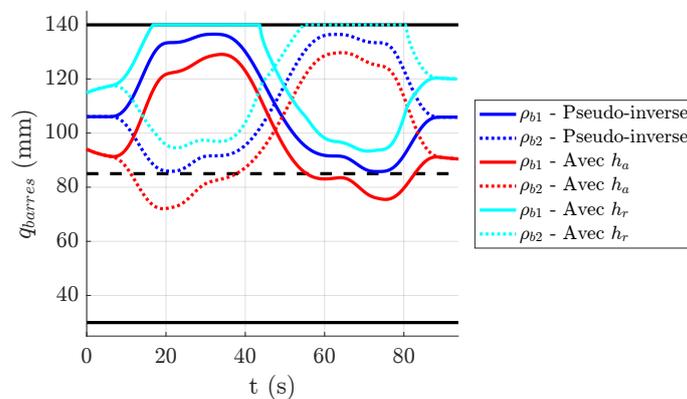


FIGURE 4.22 – Coordonnées articulaires de la croix à barres actionnées.

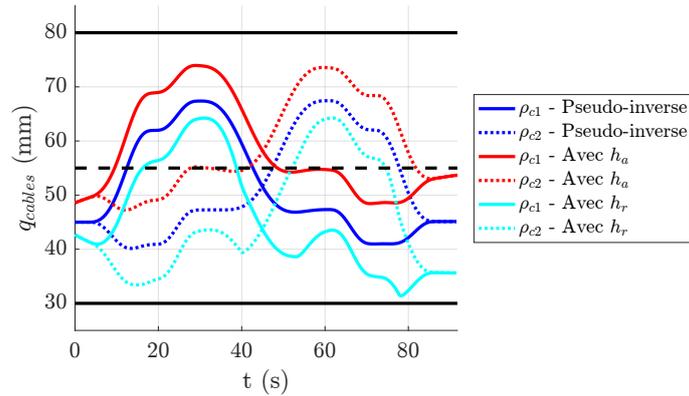


FIGURE 4.23 – Coordonnées articulaires de la croix à câbles actionnés.

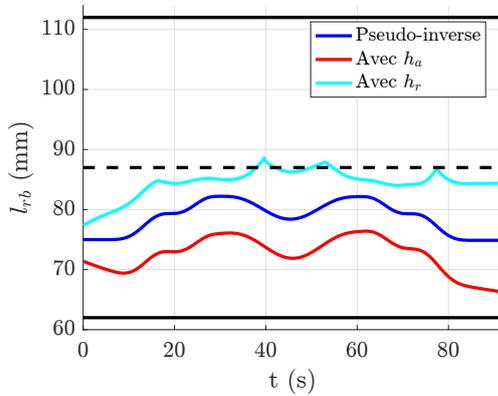


FIGURE 4.24 – Longueur des ressorts de la croix à barres actionnées.

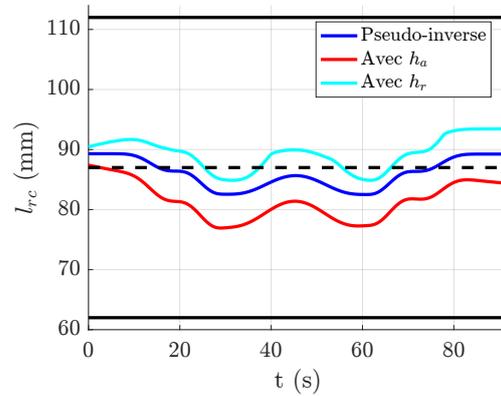


FIGURE 4.25 – Longueur des ressorts de la croix à câbles actionnés.

#### 4.3.1.3.2 Ajustement des butées articulaires

Pour choisir les butées articulaires, nous proposons une règle simple qui consiste à obtenir une valeur moyenne des élongations autorisées des ressorts lorsque la position moyenne des actionneurs est obtenue. Cette relation s'écrit alors à partir de la longueur des ressorts rappelée en Eq. (4.36) telle que

$$\frac{1}{\sqrt{2}}(\rho_{bmin} + \rho_{bmax}) = l_{rmin} + l_{rmax} \quad (4.44)$$

On considère une variation maximale de la position des actionneurs inchangée, soit de 110 mm. Les ressorts sont également conservés et les limites d'élongation ne sont pas modifiées. En utilisant l'équation (4.44), on trouve  $\rho_{bmin} = 68$  mm et  $\rho_{bmax} = 178$  mm. Cet ajustement des butées articulaires ne pose en pratique pas de complications, des barres plus grandes devant être simplement utilisées et le système d'actionnement restant identique. Grâce à cette simple modification, les butées articulaires ne sont plus atteintes et la trajectoire souhaitée de l'effecteur est respectée pour les trois commandes proposées.

Enfin, pour évaluer l'intérêt des deux tâches secondaires proposées pour la gestion des limites, la trajectoire désirée est modifiée en augmentant l'angle maximal désiré lors de la trajectoire de  $\pm 14^\circ$  à  $\pm 25^\circ$ . Les trajectoires obtenues sont affichées en Fig. 4.26. Pour cette nouvelle trajectoire, on observe que l'absence de tâche secondaire implique des distorsions de la trajectoire de l'effecteur. Ces distorsions sont dues à l'atteinte des butées articulaires de la croix à câbles actionnés comme observé en Fig. 4.27. Lorsque la gestion des butées articulaires est considérée, ces saturations sont évitées et la trajectoire n'est pas distordue. La fonction de coût  $h_r$  quant à elle permet toujours de gérer les élongations des ressorts comme illustré en Fig. 4.28. Néanmoins, les butées articulaires sont toujours atteintes engendrant des distorsions lorsque de larges orientations de l'effecteur sont atteintes.

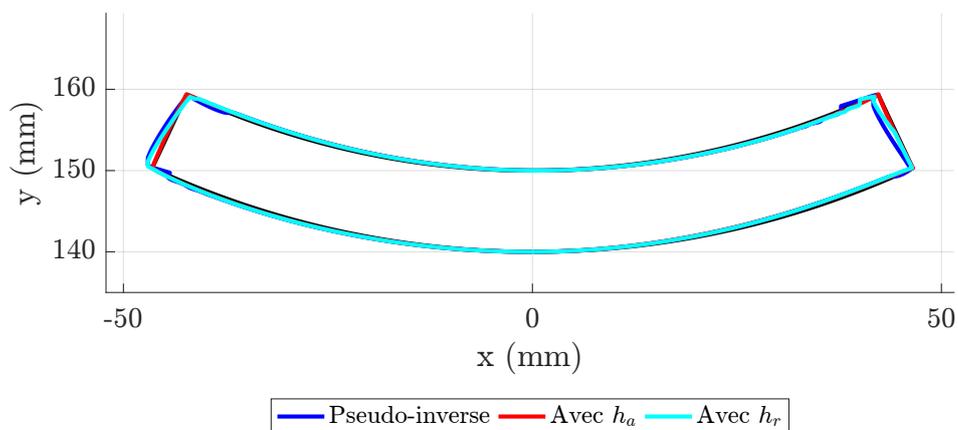


FIGURE 4.26 – Trajectoire de l'effecteur après modification de la trajectoire.

Nous avons donc premièrement vu qu'un choix approprié des limites articulaires en fonction des ressorts utilisés est nécessaire pour profiter de l'ensemble de la plage de fonctionnement de ces derniers. La commande du dispositif et les trajectoires désirées doivent donc être considérées lors de l'étape de dimensionnement pour garantir des performances optimales du manipulateur. Deuxièmement, grâce aux tâches secondaires de gestion des limites, un plus grand nombre de trajectoires peuvent être considérées. Néanmoins, ces commandes ne garantissent pas que le système n'atteindra jamais les limites de fonctionnement. Comme nous l'avons vu dans cette section, l'élongation des ressorts et les butées articulaires ne peuvent pas être simultanément gérées puisqu'un seul degré de redondance est disponible. Le besoin des coefficients d'atténuation proposés est donc démontré et nous les évaluons dans la suite.

### 4.3.2 Exploitation du coefficient d'atténuation

Pour évaluer la loi de commande proposée en Eq. (4.19), nous proposons trois étapes. Dans la première étape, nous discutons l'influence des différents paramètres utilisés pour définir la fonction de variation du coefficient d'atténuation. Pour cela, nous exploitons le manipulateur à 2 DDL pour également démontrer l'application de cette approche pour des manipulateurs non redondants. Dans la deuxième étape, nous considérons simultanément les deux approches proposées dans

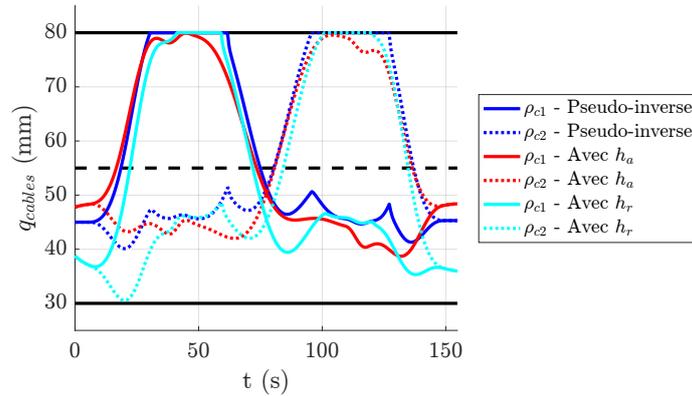


FIGURE 4.27 – Positions articulaires de la croix à câbles actionnés après modification de la trajectoire.

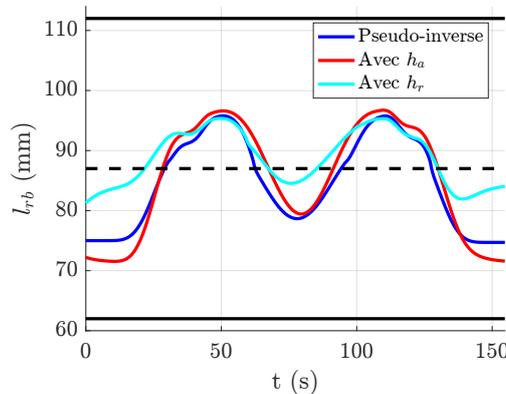


FIGURE 4.28 – Longueur des ressorts de la croix à barres actionnées après modification de la trajectoire.

ce chapitre pour gérer une limite de fonctionnement tout en considérant une tâche secondaire et le manipulateur à 4 DDL est alors exploité. Enfin, dans la troisième étape, nous discutons de manière préliminaire la gestion simultanée de plusieurs limites en ajoutant une limite utilisateur.

### 4.3.2.1 Évaluation des paramètres de la fonction de variation

#### 4.3.2.1.1 Trajectoire et évaluation

Pour évaluer l'exploitation du coefficient d'atténuation et les paramètres de sa fonction de variation avec le manipulateur à 2 DDL, une trajectoire violant délibérément la limite d'élongation minimale des ressorts est choisie. Durant cette trajectoire l'effecteur est contrôlé pour respecter la contrainte de centre de rotation déporté en modifiant  $r_2$  et  $\varphi_2$ . On rappelle que le centre de rotation  $O_2$  est contraint sur la droite passant par les points  $A_1$ ,  $B_1$  et par le rayon  $r_2$  1 (voir Fig. 4.11). La trajectoire suit la séquence de points ABCDA affichée en Fig. 4.29. Les coordonnées des points sont récapitulées en Tab. 4.4. Une pause de 5 s est réalisée au début et à la fin de la trajectoire et une pause de 0.5 s est effectuée en chaque point A, B, C et D. Les trajectoires en position sont générées par le biais d'un polynôme de degré 5 comme lors de l'exploitation de la redondance.

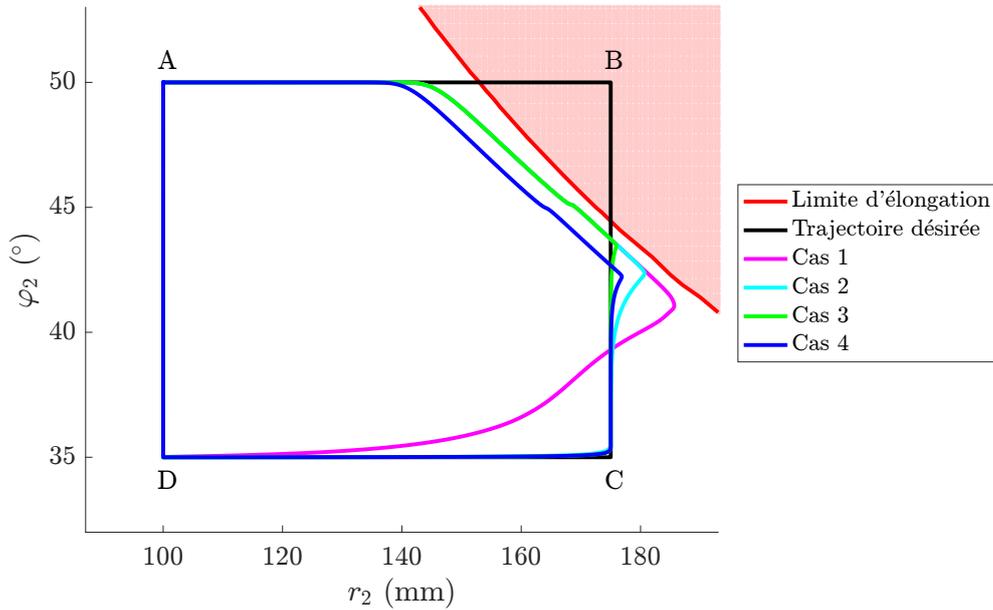


FIGURE 4.29 – Trajectoire de l'effecteur désirée et résultats pour les différents cas.

Ces trajectoires sont visibles en Fig. 4.30.

Point	$r_2$ (mm)	$\varphi_2$ (°)
A	100	50
B	175	50
C	175	35
D	100	35

Tableau 4.4 – Coordonnées des points de passage de la trajectoire.

Pour analyser l'influence des paramètres de la fonction de variation de  $\alpha$ , quatre cas d'études sont proposés. On rappelle que la fonction de variation est une sigmoïde de la forme exprimée en Eq. (4.45) lorsqu'on s'approche de la limite sigmoïde et en Eq. (4.46) lorsqu'on s'éloigne.

$$\alpha_{down}(d) = \frac{1}{1 + \exp(b_{down} - a_{down}d)} \quad (4.45)$$

$$\alpha_{up}(d) = \frac{1 + \gamma}{1 + \exp(b_{up} - a_{up}d)} - \gamma \quad (4.46)$$

**Cas 1 :** La fonction de variation est gardée identique que l'on s'approche où que l'on s'éloigne de la limite.

**Cas 2 :** Une hystérèse est considérée en augmentant la vitesse de variation lorsqu'on s'éloigne de la limite.

**Cas 3 :** Une hystérèse est considérée en augmentant la vitesse de variation lorsqu'on s'éloigne de la limite et la forme de la sigmoïde est modifiée en suivant Eq. (4.46) avec  $\gamma \neq 0$ .

**Cas 4 :** La fonction de variation du cas 3 est utilisée mais la zone critique est agrandie pour

déclencher plus rapidement l'atténuation.

Ces différents cas se traduisent par différents paramètres des fonctions de variation qui sont récapitulés en Tab. 4.5.

	$a_{down}$	$b_{down}$	$a_{up}$	$\gamma$
Cas 1	2	8	2	0
Cas 2	2	8	15	0
Cas 3	2	8	15	1
Cas 4	2	12	15	1

Tableau 4.5 – Paramètres des fonctions de variation de  $\alpha$ . Le paramètre  $b_{up}$  est calculé dynamiquement suivant Eq. (4.22).

### 4.3.2.1.2 Résultats

Les trajectoires de l'effecteur obtenues pour chaque cas sont présentées en Fig. 4.29 ainsi qu'en Fig. 4.30 avec le coefficient  $\alpha$ . On observe tout d'abord que les quatre cas proposés permettent d'éviter la limite considérée provoquant une distorsion de la trajectoire de l'effecteur. On constate également très clairement qu'un dépassement est obtenu avant que le système ne converge à nouveau vers la trajectoire désirée. Ce dépassement dépend directement de la capacité de la commande à récupérer ses performances nominales, c'est-à-dire que  $\alpha$  atteigne à nouveau une valeur de 1. Ainsi, les résultats montrent que plus la vitesse de variation de  $\alpha$  est forte au moment de l'éloignement, plus le dépassement est faible. Ce qui est visible sur les courbes de  $\alpha$  en Fig. 4.30 où les cas possédant le plus faible dépassement sont également les cas où  $\alpha$  retourne à 1 le plus rapidement. Le cas 3 exploitant la forme modifiée de la sigmoïde et une augmentation du paramètre  $a_{up}$  induit donc le dépassement le plus faible. Le cas 1 génère quant à lui le plus fort dépassement puisque la même fonction est choisie lors du rapprochement ou lors de l'éloignement. Nous remarquons également que l'augmentation du paramètre  $b_{down}$  lors du cas 4 remplit son rôle en déclenchant l'atténuation et donc la distorsion plus rapidement.

Ces résultats confirment donc le comportement attendu avec l'exploitation du coefficient d'atténuation proposé. La limite de fonctionnement est donc évitée et la pertinence d'implémenter une hystérèse pour la fonction de variation de  $\alpha$  est validée.

### 4.3.2.2 Ajout d'une tâche secondaire

Le manipulateur à 4 DDL est maintenant considéré pour combiner les deux approches pour la commande de manipulateurs proposées dans ce chapitre. L'optimisation d'une tâche secondaire est donc considérée en implémentant la loi de commande par projection du gradient proposée en Eq. (4.19). Nous considérons le cas où la tâche secondaire permet de gérer les butées articulaires. Pour éviter la limite d'élongation minimale des ressorts, nous introduisons le coefficient  $\alpha$  dont la fonction de variation correspond au cas 3 de la section précédente. Nous exploitons les butées articulaires modifiées proposées en section 4.3.1.3.2 et considérons la trajectoire ABCDA en Fig. 4.31. La génération de cette dernière et les pauses sont réalisées de manières similaires aux évaluations précédentes. Si uniquement la tâche secondaire est considérée, alors les ressorts de la croix à barres actionnées atteignent leur longueur à vide et la condition de tenségrité n'est

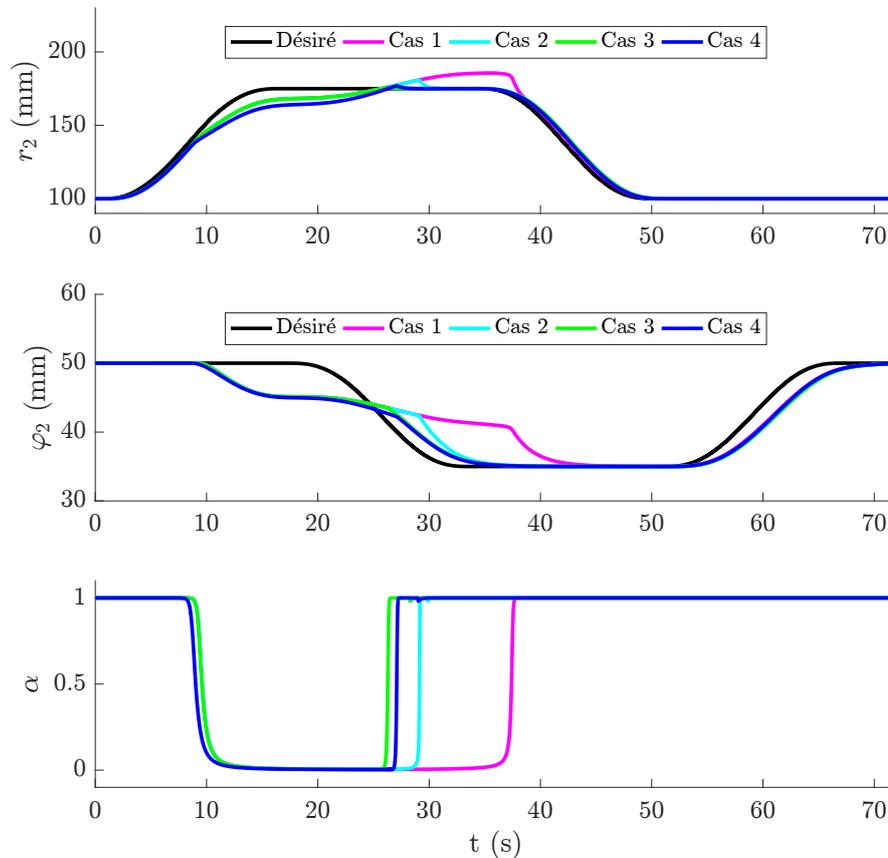


FIGURE 4.30 – Trajectoires, distance à la limite et coefficient  $\alpha$  pour chaque cas évalué.

plus respectée. Le coefficient est donc appliqué pour la gestion de l'élongation minimale de ces éléments et la matrice  $M_{br}$  exploitant le coefficient  $\alpha_{br}$  introduite en Eq. (4.37) est choisie.

On observe en Fig. 4.32 que la tâche secondaire remplit son rôle en évitant les butées articulaires par rapport à la commande avec seulement l'utilisation de la matrice jacobienne cinématique pseudo-inverse. Les courbes en Fig. 4.33 montrent également que le coefficient  $\alpha$  permet d'éviter l'atteinte de la limite d'élongation des ressorts. Cela se traduit par une distorsion de la trajectoire de l'effecteur visible en Fig. 4.31 lorsque  $y \approx 120$  mm. On remarque néanmoins qu'une nouvelle distorsion apparaît entre les points D et A. Elle est induite par l'ajout du coefficient d'atténuation, un phénomène dont l'analyse doit encore être approfondie.

Les résultats montrent que la combinaison des deux lois de commande proposées semble prometteuse puisque même si une distorsion est toujours présente, l'atteinte des butées pouvant mener à des dégradations ou de l'élongation minimale des ressorts menant à un effondrement est évitée.

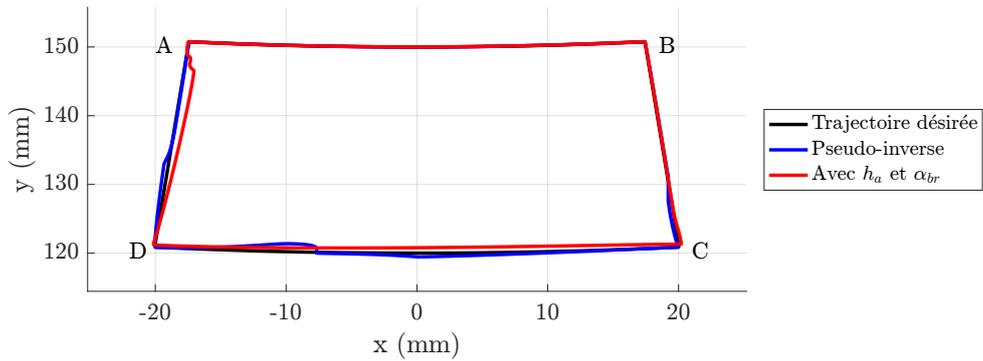


FIGURE 4.31 – Trajectoires de l'effecteur pour l'atténuation et la gestion d'une tâche secondaire.

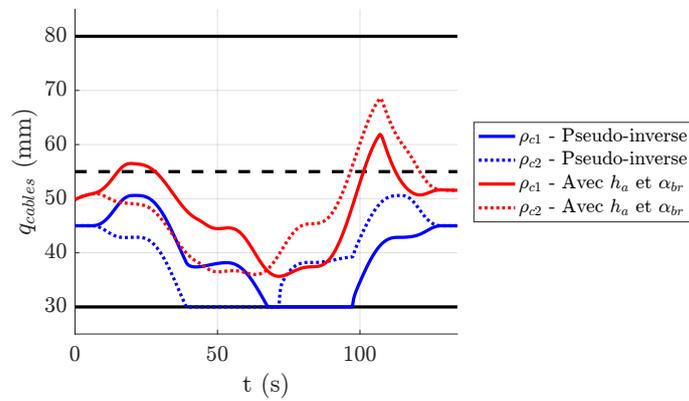


FIGURE 4.32 – Positions articulaires de la croix à câbles actionnés.

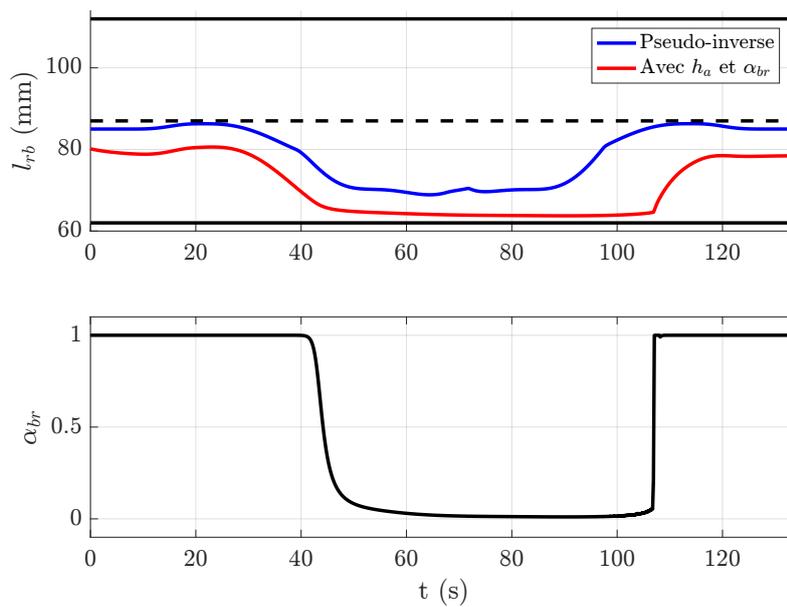


FIGURE 4.33 – Longueur des ressorts de la croix à barres actionnées et variation de  $\alpha_{br}$ .

### 4.3.2.3 Ajout d'une limite utilisateur

Nous avons identifié l'approche par exploitation d'un coefficient d'atténuation comme d'intérêt pour la commande de manipulateurs, en partie car elle ne nécessite pas de degré de redondance du mécanisme. La gestion simultanée de plusieurs limites n'est alors plus restreinte par l'actionnement. Dans ce chapitre, nous avons proposé une étude complète de la gestion d'une seule limite. Dans cette section, nous proposons une discussion préliminaire sur l'ajout de limites de fonctionnement à gérer par la commande. Pour cela, nous ajoutons une limite utilisateur. Cette limite est définie dans l'espace opérationnel. De manière analogue à une limite dans l'espace articulaire, seule la composante normale à la limite doit être atténuée. Une matrice de projection  $\mathbf{M}_x$  est donc introduite dans l'espace opérationnel telle que :

$$\mathbf{M}_x = \mathbf{I} + (\alpha - 1)\mathbf{n}_x\mathbf{n}_x^T \quad (4.47)$$

avec  $\mathbf{I}$  la matrice identité de dimensions  $n \times n$ ,  $n$  le nombre de coordonnées opérationnelles, et  $\mathbf{n}_x$  le vecteur unitaire normal à la limite de dimensions  $n \times 1$ . La loi de commande en Eq. (4.18) devient

$$\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{M}\mathbf{J}^+\mathbf{K}_p\mathbf{M}_x\mathbf{e} \quad (4.48)$$

Pour démontrer la généralité de l'approche, nous utilisons le manipulateur à 2 DDL qui n'est pas redondant. La trajectoire exploitée en section 4.3.2.1 est réutilisée ici. Nous rappelons que pour cette trajectoire, l'orientation  $\varphi_2$  varie de  $35^\circ$  à  $50^\circ$  et le rayon  $r_2$  varie de 100 à 175 mm. Pour cette étude, nous définissons la limite utilisateur par une restriction des rayons  $r_2$  admissibles. Une restriction à un rayon maximal de 160 mm est imposée. Le manipulateur va donc rencontrer simultanément deux limites, la limite d'élongation minimale des ressorts et la restriction du rayon. Les coordonnées opérationnelles étant  $\mathbf{p}_2 = [r_2, \varphi_2]^T$ , le vecteur  $\mathbf{n}_x$  associé à cette limite est exprimé par

$$\mathbf{n}_x = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.49)$$

Deux coefficients  $\alpha$  sont introduits, c'est-à-dire un pour chaque limite. Les paramètres du cas 3 présentés en section 4.3.2.1 sont utilisés pour la fonction de variation des deux coefficients. La trajectoire désirée et la trajectoire obtenue sont affichées en Fig. 4.34.

Nous observons deux comportements particuliers. D'une part, nous observons une distorsion marquée de la trajectoire de l'effecteur avant arrivée sur la limite utilisateur, où la direction d'avance de l'effecteur semble momentanément s'inverser. D'autre part, on remarque que la distance à la limite utilisateur est plus faible que celle à la limite d'élongation des ressorts. Ces deux informations nous donnent des pistes d'approfondissement. Premièrement, l'étude des projections lorsque plusieurs limites sont à proximité doit être entreprise. Pour la méthode par projection du gradient, il a été montré que des projections particulières [Siciliano 1990] sont nécessaires pour ne pas perturber les tâches de plus hautes priorités. L'influence de l'atténuation introduite par rapport à cette problématique doit donc être analysée. Deuxièmement, le réglage du comportement par rapport à chaque limite doit être considéré en exploitant par exemple des fonctions de variation différentes pour chacune d'entre elles. Malgré ces points à approfondir, les

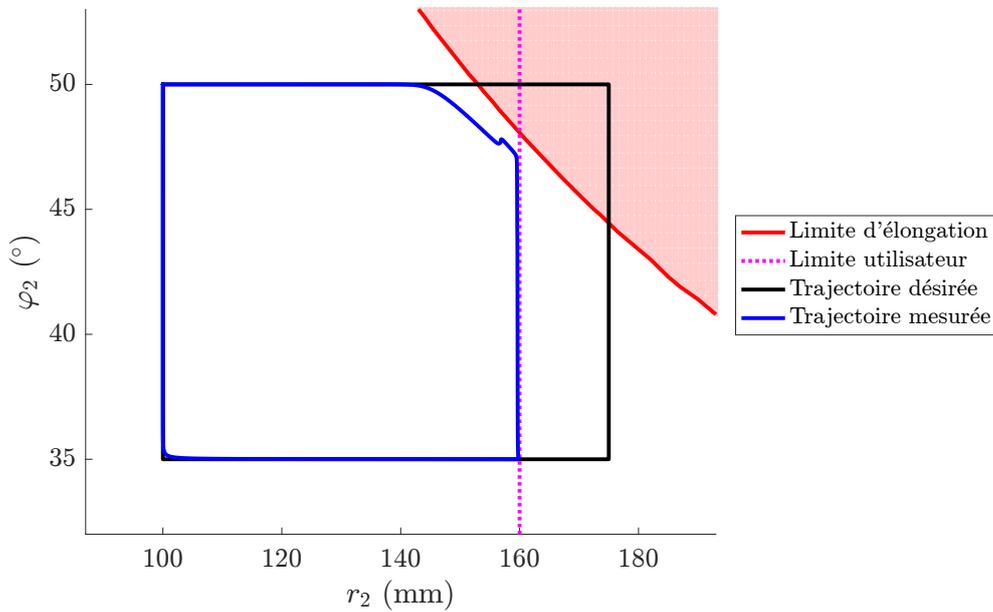


FIGURE 4.34 – Trajectoires de l'effecteur avec ajout d'une limite utilisateur.

résultats observés montrent que l'approche proposée est prometteuse pour la gestion simultanée de plusieurs limites, ce qui est pertinent pour les manipulateurs en tenségrité tout comme pour les manipulateurs conventionnels.

#### 4.4 Bilan

Durant ce chapitre, nous avons discuté l'utilisation de lois de commande reposant sur la jacobienne cinématique pour la mise en position de manipulateurs en tenségrité. Dans la première approche proposée, nous avons exploité la redondance couramment disponible dans les mécanismes de tenségrité pour optimiser des tâches secondaires comme la minimisation de l'énergie potentielle stockée dans le dispositif. Pour pouvoir être utilisée, cette approche nécessite qu'une trajectoire adaptée aux limites de fonctionnement du manipulateur soit considérée. Pour relaxer cette contrainte, nous avons proposé des tâches secondaires réduisant les possibilités d'atteindre ces limites. Néanmoins, plusieurs limites existent et leur respect simultané n'est pas garanti avec la méthode par projection du gradient. Plutôt que de modifier la tâche, nous avons alors proposé une seconde approche où le dispositif est freiné à proximité des limites. Cette solution permet de gérer les limites même si le système n'est pas redondant, mais engendre des distorsions de la trajectoire de l'effecteur. De plus, le comportement du système suite à une grande proximité avec une limite peut être inadapté ou peut représenter un frein pour l'implémentation. Enfin, la discussion de ces approches nous a permis d'étudier la mise en position des deux manipulateurs proposés au chapitre précédent. Deux manipulateurs en tenségrité ont alors été développés, allant du choix de leur architecture à la réalisation d'une tâche de mise en position. Ce travail ouvre diverses perspectives.

### Réalisation d'évaluations expérimentales

Nous avons évalué les deux commandes proposées par le biais d'une simulation. Bien que cette dernière simule le comportement dynamique et soit indépendante des modèles développés dans ce document, certains phénomènes comme les frottements ou les comportements des actionneurs n'ont pas été pris en compte. De plus, le système est considéré connu parfaitement et l'instrumentation ainsi que les actionneurs sont idéaux. La première perspective de ce travail est alors de compléter ces discussions par des évaluations expérimentales. Elles sont en cours à l'écriture de ce chapitre, avec la plateforme présentée en fin du chapitre 5.

### Approfondissement de l'exploitation d'une atténuation

Dans ce chapitre, les bases théoriques de la commande utilisant l'atténuation ont été proposées pour une limite unique. Suite aux résultats prometteurs des études préliminaires réalisées, la gestion simultanée de plusieurs limites doit être approfondie. En particulier, on devra se demander comment les projections successives devront être réalisées pour garantir la stabilité de la commande. De même, l'étude de la combinaison des deux lois de commande proposées doit être détaillée. Enfin, le comportement du système à l'abord d'une limite dépend fortement de la fonction de variation du coefficient d'atténuation sélectionnée. Nous pourrions alors chercher une méthode de réglage des paramètres de la fonction sigmoïde proposée dans ce chapitre ou bien même déterminer de nouvelles fonctions d'intérêt pour le respect d'un cahier des charges donné.

### Réalisation de trajectoires avec de plus grandes dynamiques

Pour les évaluations proposées, une hypothèse de vitesses lentes de l'effecteur a été considérée. Cette hypothèse restreint l'utilisation des manipulateurs en tenségrité et sa relaxation doit être étudiée. La gestion de phénomènes de hautes dynamiques, comme les vibrations usuellement observées dans les mécanismes de tenségrité, devra alors être approfondie. Des pistes intéressantes pour gérer ces hautes dynamiques avec les commandes proposées sont de travailler sur l'ajout de systèmes d'amortissement actif [Chan 2004], de modifier dynamiquement la raideur de la structure [Santos 2015] ou de considérer des filtres *input shaping* [Baklouti 2018] permettant d'adapter la consigne.

### Exploitation de lois de commande disponibles dans la littérature

Grâce à ces approches, nous avons apporté une première discussion sur l'utilisation de commandes disponibles pour les manipulateurs conventionnels aux manipulateurs en tenségrité. Une perspective supplémentaire de ce travail est alors de continuer cette discussion en considérant d'autres lois de commande éprouvées dans la littérature pour les manipulateurs conventionnels. Premièrement, la gestion de contraintes comme les limites de fonctionnement proposées dans ce chapitre a été largement discutée [Bowyer 2014]. L'utilisation de telles lois de commande peut donc être approfondie. Deuxièmement, nous avons ici considéré un retour visuel. L'exploitation d'une telle mesure de la configuration nous paraît être une piste particulièrement prometteuse pour simplifier l'instrumentation et augmenter la précision de la mise en position des mécanismes de tenségrité. D'autre part, nous avons ici déterminé la configuration du manipulateur par le biais de la mesure des positions des nœuds. Néanmoins, lors d'applications pour des mécanismes en trois dimensions ou bien lorsque des obstructions peuvent se produire, le suivi des nœuds peut être difficile. Une solution intéressante est de regarder les barres de la structure qui sont des éléments facilement

## Chapitre 4. Commande de manipulateurs en tenségrité

---

identifiables comme cela a déjà été proposé pour les robots parallèles [Andreff 2006], et d'utiliser leur pose pour contrôler le système.

Ainsi, grâce aux éléments apportés dans ce chapitre, nous pouvons désormais compléter le développement d'un manipulateur en tenségrité, allant du choix de son architecture à sa mise en mouvement. La conception de manipulateurs en tenségrité dédiés à des tâches spécifiques peut maintenant être considérée.

# 5

## Application à la manipulation magnétique

---



Millefiori, Fabian Oefner, 2012.  
*Œuvre réalisée avec du liquide ferromagnétique,  
alliant sciences et arts.*

### Sommaire du chapitre

---

5.1	Contexte et définition du besoin . . . . .	120
5.1.1	Introduction à la manipulation magnétique . . . . .	120
5.1.2	Mise en mouvement des bobines . . . . .	122
5.2	Développement du système de manipulation . . . . .	124
5.2.1	Introduction du cas d'étude . . . . .	125
5.2.2	Approche proposée pour la conception . . . . .	130
5.2.3	Choix de l'architecture du manipulateur . . . . .	131
5.2.4	Dimensionnement préliminaire . . . . .	132
5.3	Fabrication du manipulateur . . . . .	137
5.3.1	Approche adoptée . . . . .	137
5.3.2	Manipulateur proposé et solutions technologiques . . . . .	137
5.3.3	Réglage du dispositif . . . . .	141
5.4	Bilan . . . . .	144

---

Dans les chapitres précédents, nous avons mis en avant les avantages des mécanismes de tensegrité pour le développement de manipulateurs. Nous avons également proposé des outils et des méthodes pour l'analyse, la conception et la commande de ces dispositifs. Dans ce cinquième chapitre, nous montrons comment ce travail peut être exploité afin de répondre à un besoin donné. Nous développons en l'occurrence un dispositif dédié à une tâche de manipulation magnétique en contexte biomédical. Cette tâche est tout d'abord introduite et les contraintes pour la conception du dispositif sont identifiées. Un manipulateur basé sur des structures en tensegrité est ensuite proposé et fabriqué.

### 5.1 Contexte et définition du besoin

#### 5.1.1 Introduction à la manipulation magnétique

La manipulation magnétique est une technologie utilisée pour mettre en mouvement des objets à distance en exploitant un champ magnétique. Les objets manipulés peuvent alors être de faibles dimensions, comme le montre la réalisation de micro-nageurs magnétiques en Fig. 5.1. Cette technologie suscite un grand intérêt dans le contexte biomédical dans l'espoir de réaliser des procédures ciblées [Sitti 2009, Nelson 2010] et offre la possibilité d'accéder à de nombreuses zones du corps jusqu'alors inaccessibles.

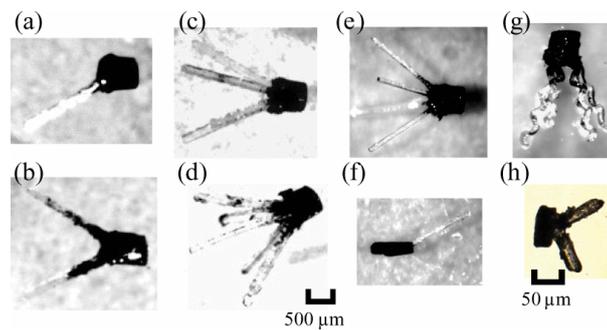


FIGURE 5.1 – Différentes géométries de micro-nageurs magnétiques [Ye 2014].

En particulier, différents objets magnétiques ont été considérés, comme les particules magnétiques [Kummer 2010], les cathéters magnétiques [Liu 2016], les robots continus magnétiques [Peyron 2018] ou bien les nageurs magnétiques [Sitti 2009]. Une telle variété de systèmes permet d'envisager une diversité de tâches réalisables. Néanmoins, cette technologie est limitée par la capacité à générer un champ magnétique d'intensité suffisante pour manipuler les objets.

L'ensemble formé par les sources utilisées pour générer le champ magnétique est nommé un système d'actionnement magnétique. Les systèmes d'actionnement magnétique peuvent être classés en plusieurs familles. Tout d'abord, des arrangements de bobines stationnaires peuvent être exploités. Des configurations classiques de bobines peuvent alors être considérées telles que les bobines de Helmholtz [Mahoney 2011] (Fig. 5.2), permettant d'obtenir un champ magnétique uniforme, ou les bobines de Maxwell pour générer un gradient uniforme. Lorsque des gradients de forte intensité sont nécessaires, des dispositifs d'Imagerie à Résonance Magnétique (IRM) peuvent être utilisés [Diller 2016]. Des assemblages spécifiques de bobines sont également disponibles [Kummer 2010, Kratochvil 2014, Pourkand 2018] comme par exemple le système Octomag [Kum-

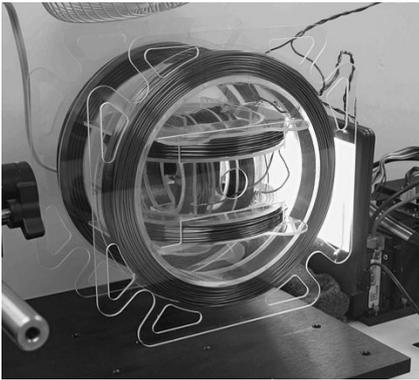


FIGURE 5.2 – Exemple de bobines de Helmholtz [Mahoney 2011].



FIGURE 5.3 – Le système Octomag [Kummer 2010].

mer 2010] (Fig. 5.3) possédant huit bobines fixes. Lors de l'utilisation de bobines fixes, le champ magnétique est modulé grâce à une variation de courant dans les spires des bobines. Les bobines doivent alors être localisées autour de l'espace où doit évoluer l'objet contrôlé, engendrant un fort encombrement et une faible accessibilité [Pourkand 2018]. Cela en fait une solution difficilement intégrable en contexte biomédical et posant de potentiels problèmes de sécurité. De plus, si de forts courants sont nécessaires, un échauffement des bobinages se produit. Des systèmes de refroidissement actifs peuvent alors être nécessaires [Ongaro 2019], accroissant considérablement le coût et la complexité de conception et d'utilisation. Cet échauffement peut également être un facteur de risque si l'environnement venait en contact avec les bobines.

Une seconde famille est basée sur l'utilisation d'aimants permanents mobiles. Les aimants permanents génèrent de manière passive un champ magnétique. Des variations du champ peuvent ensuite être obtenues grâce à la mise en mouvement d'un ou plusieurs aimants. Ce principe a été exploité avec le Niobe [Carpi 2009] illustré en Fig. 5.4 composé de deux aimants permanents mobiles ou dans [Mahoney 2015] où un aimant est placé au bout d'un bras à cinq degrés de liberté. Néanmoins, le champ généré ne peut pas être aisément arrêté et l'utilisation de tels systèmes engendre donc des problèmes de sécurité. De plus, les variations du champ magnétique sont limitées par la dynamique du dispositif de mise en mouvement. Si des dynamiques importantes sont nécessaires, la conception du dispositif peut représenter un réel défi, les aimants pouvant avoir des masses significatives.

Enfin, afin de profiter des avantages des deux solutions précédentes et contourner leurs limitations, de nouveaux systèmes d'actionnement magnétique voient le jour avec l'introduction de bobines mobiles. Ainsi, ces systèmes ont été considérés dans [Véron 2013] où trois bobines avec des rotations propres dans un plan sont exploitées, avec le BigMag [Sikorski 2017] où deux ensembles de bobines peuvent être déplacés relativement (Fig. 5.5), avec le DeltaMag [Yang 2019] (Fig. 5.5) où trois électroaimants sont intégrés sur les jambes d'un robot parallèle ou avec le ARMM [Sikorski 2019] (Fig. 5.5) où une seule bobine est montée sur un bras robotisé permettant 6 DDL de mouvement. Ces travaux ont montré que l'utilisation de bobines mobiles permet de diminuer le courant nécessaire pour un espace d'évolution donné et améliorer les capacités de manipulation. Certains de ces systèmes comme le ARMM ou le DeltaMag présentent aussi l'avantage de pouvoir



FIGURE 5.4 – Le système Niobe [Carpi 2009].

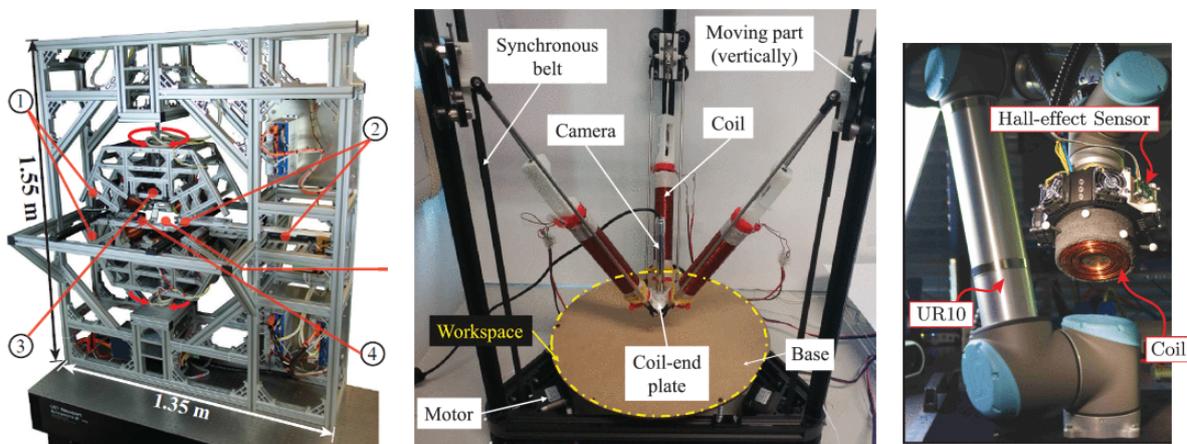


FIGURE 5.5 – De gauche à droite, les systèmes BigMag [Sikorski 2017], DeltaMag [Yang 2019] et ARMM [Sikorski 2019].

être *a priori* moins encombrants et donc permettre une meilleure accessibilité au patient. Cette solution nous semble donc prometteuse et est considérée dans la suite de ce chapitre.

### 5.1.2 Mise en mouvement des bobines

#### 5.1.2.1 Vers un système de manipulation pour la reconfiguration des bobines

Bien que l'intérêt des bobines mobiles ait été illustré dans la littérature, il est encore difficile de définir les reconfigurations nécessaires à une tâche de manipulation magnétique donnée, en particulier pour le contrôle de nageurs magnétiques, ce qui sera le cas dans la suite des développements proposés. Lors de ce travail de thèse, nous avons contribué à l'analyse des performances de nage des nageurs magnétiques et des capacités des systèmes d'actionnement magnétique. Ces contributions sont cependant spécifiques à la manipulation magnétique et ne s'inscrivent pas directement dans le développement de manipulateurs en tenségrité. Elles ne sont donc pas détaillées dans ce manuscrit mais sont disponibles dans [Begey 2020]. Grâce à ce travail, nous avons pu identifier deux types de reconfigurations des bobines d'intérêt : les reconfigurations absolues et les reconfigurations relatives.

Les reconfigurations absolues représentent un déplacement global, c'est-à-dire le mouvement simultané de toutes les bobines composant le système d'actionnement magnétique. Ces reconfigu-

rations sont d'intérêt pour augmenter l'espace dans lequel des nageurs magnétiques peuvent se déplacer, appelé espace de nage. Alternativement, ces reconfigurations sont intéressantes car elles permettent, à taille d'espace de nage fixé, de réduire les courants mis en jeu dans les bobines, et donc l'échauffement de ces dernières.

Les reconfigurations relatives représentent quant à elles des mouvements d'une bobine par rapport aux autres. Ces reconfigurations peuvent modifier le champ magnétique résultant, et donc la forme de l'espace de nage. Elles sont donc d'intérêt soit pour améliorer la dextérité des nageurs à un endroit spécifique, ou au contraire la réduire si une restriction de l'espace de nage est souhaitée.

Nous avons souligné que le mouvement simultané de plusieurs bobines est d'intérêt pour la commande de nageurs magnétiques. Cette tâche nécessite donc le développement d'un système de manipulation adapté disposant de capacités de reconfigurations absolues et relatives que l'on étudie dans la suite.

### 5.1.2.2 Contraintes pour la conception du système de manipulation

Le niveau de criticité des tâches dans le contexte biomédical rend la conception des robots médicaux difficile, car de nombreuses contraintes doivent être simultanément satisfaites [Pierrot 2003, Taylor 2003]. Une contrainte importante est l'encombrement, d'une part pour des raisons de sécurité avec les problèmes d'accessibilité au patient, et d'autre part pour le faible espace généralement disponible dans une salle d'intervention. Comme nous l'avons vu, l'utilisation de bobines mobiles permet *a priori* de réduire l'encombrement d'un dispositif de manipulation magnétique. Néanmoins, les objets à manipuler, c'est-à-dire les bobines, peuvent être de masse importante avec plusieurs kilogrammes. Le compromis entre encombrement et charge utile du système de manipulation est donc ici important et a été discuté dans la littérature avec différentes solutions. Des robots montés sur la table d'opération comme le Zeus [Ghodoussi 2002] (Fig. 5.6) permettent ainsi une bonne intégration mais leur charge utile est généralement limitée, tandis que des robots fixés au sol, comme le RIO™ [Hagag 2011] en Fig. 5.6, peuvent manipuler de plus lourdes charges en échange d'un plus grand encombrement. Des systèmes fixés au plafond de la salle d'intervention peuvent également être considérés, mais nécessitent une infrastructure de la salle adaptée et donc coûteuse. Enfin, des robots directement montés sur le patient avec l'exemple du CT-bot [Maurin 2006] illustré en Fig. 5.6 sont d'intérêt pour s'adapter aux mouvements de ce dernier mais le poids, la méthode de montage et le manque d'accès au patient peuvent restreindre leur usage.

Outre le besoin d'accessibilité au patient, le dispositif doit garantir la sécurité de ce dernier et du personnel médical. Cette sécurité doit être considérée à toutes les étapes du développement : conception, fabrication, application, et peut prendre la forme de différentes contraintes. Tout d'abord, si un choc se produit entre le dispositif et l'environnement, par exemple entre les bobines et le patient, la quantité d'énergie transmise doit être minimisée. Cette énergie peut être réduite en limitant les vitesses maximales atteintes par le robot, en minimisant l'inertie de ce dernier ou en utilisant des systèmes souples se déformant lors de l'impact. Une solution évidente serait d'imposer une distance de sécurité entre le robot et le patient. Néanmoins, le champ magnétique produit par les bobines diminue avec le carré de la distance. Ces dernières doivent donc être au plus proche du nageur magnétique et potentiellement au contact du patient pour assurer le contrôle des nageurs. Pour éviter les contacts non souhaités, les mouvements du robot peuvent



FIGURE 5.6 – De gauche à droite, le Zeus [Ghodoussi 2002], le RIO™ [Hagag 2011] et le CT-bot [Maurin 2006].

également être restreints à une cinématique spécifique. Cette propriété est souvent considérée dans les procédures médicales, avec par exemple l'utilisation d'une contrainte de centre de rotation déporté [Taylor 2003]. D'autre part, les efforts d'interaction peuvent être activement surveillés [Villani 2008]. Ils sont alors mesurés et une commande adaptée du robot peut être mise en place. Cette solution est particulièrement intéressante pour les tâches de suivi de surface, où un outil doit rester au contact du patient pendant l'ensemble de la procédure comme pour l'échographie [Lindenroth 2017], la chirurgie [Pierrot 2003], l'exploitation de champ magnétique avec la stimulation magnétique transcrânienne [Zorn 2012] ou la tâche de manipulation des bobines pour la manipulation magnétique.

La manipulation magnétique est donc une approche prometteuse pour les tâches biomédicales qui est cependant freinée par la réalisation du système d'actionnement magnétique. Nous avons montré que la proposition d'utiliser des bobines mobiles est d'intérêt mais nécessite le développement approfondi d'un système de manipulation pour les mettre en mouvement. Ce dernier doit alors en plus de réaliser les reconfigurations nécessaires au contrôle des nageurs, respecter les besoins du contexte biomédical. La conception du dispositif est donc soumise à plusieurs contraintes identifiées ci-dessus. Nous engageons alors le travail de conception dans la suite de ce chapitre.

## 5.2 Développement du système de manipulation

Nous avons vu que l'encombrement, la charge utile et la sécurité sont des points critiques pour la réalisation du dispositif désiré. Par conséquent, les mécanismes de tensegrité nous semblent des candidats appropriés pour leur déployabilité, leur résistance et leur compliance. On les considère dans la suite pour développer un système de manipulation dédié.

La tâche de manipulation magnétique à bobines mobiles est encore à un stade de développement très amont. Nous ne possédons pas encore un besoin spécifique à une procédure donnée et aucun cahier des charges ne peut donc être déduit d'une application clinique. Un cas d'étude réaliste mais défini *a priori* a donc été introduit pour discuter de la conception du système de manipulation.

## 5.2.1 Introduction du cas d'étude

### 5.2.1.1 Système d'actionnement magnétique

Dans [Begey 2020], nous avons introduit un système d'actionnement magnétique que nous exploitons comme cahier des charges pour la conception du système de manipulation. L'étude est alors plane avec un espace de nage de la forme d'un disque de 150 mm de diamètre, correspondant à un ordre de grandeur d'intérêt pour des applications médicales, notamment au niveau du rachis. Dans le plan, deux bobines sont suffisantes pour réaliser la tâche de manipulation magnétique. Néanmoins, l'utilisation de trois bobines permet d'augmenter la dextérité du nageur [Véron 2013]. Un système d'actionnement magnétique composé de trois bobines mobiles se déplaçant dans le plan est donc choisi. D'autre part, nous avons montré dans [Begey 2020] que des mouvements de rotation des bobines autour de cet espace sont d'intérêt pour la manipulation des nageurs. Effectivement, de tels mouvements permettent de déplacer les bobines autour de l'espace circulaire, tout en minimisant la distance entre les bobines et le nageur sans pénétrer la zone d'intérêt. Ici, dans un soucis de généralité, un centre de rotation est défini pour chaque bobine, comme illustré en Fig. 5.7. Le point  $O_p$  est le centre utilisé pour la bobine centrale, dite principale, et  $O_{s1}$  ainsi que  $O_{s2}$  sont les centres associés aux mouvements des bobines latérales, dites secondaires. Pour renforcer la généralité, le décalage  $d_s$  entre l'axe de la bobine principale et les droites sur lesquelles peuvent se déplacer les centres de rotations  $O_{s1}$  et  $O_{s2}$  est également introduit. Le centre de l'espace de nage est représenté par le point  $O_e$ . La droite  $(d)$  désigne une limite de l'espace de travail introduite dans la suite.

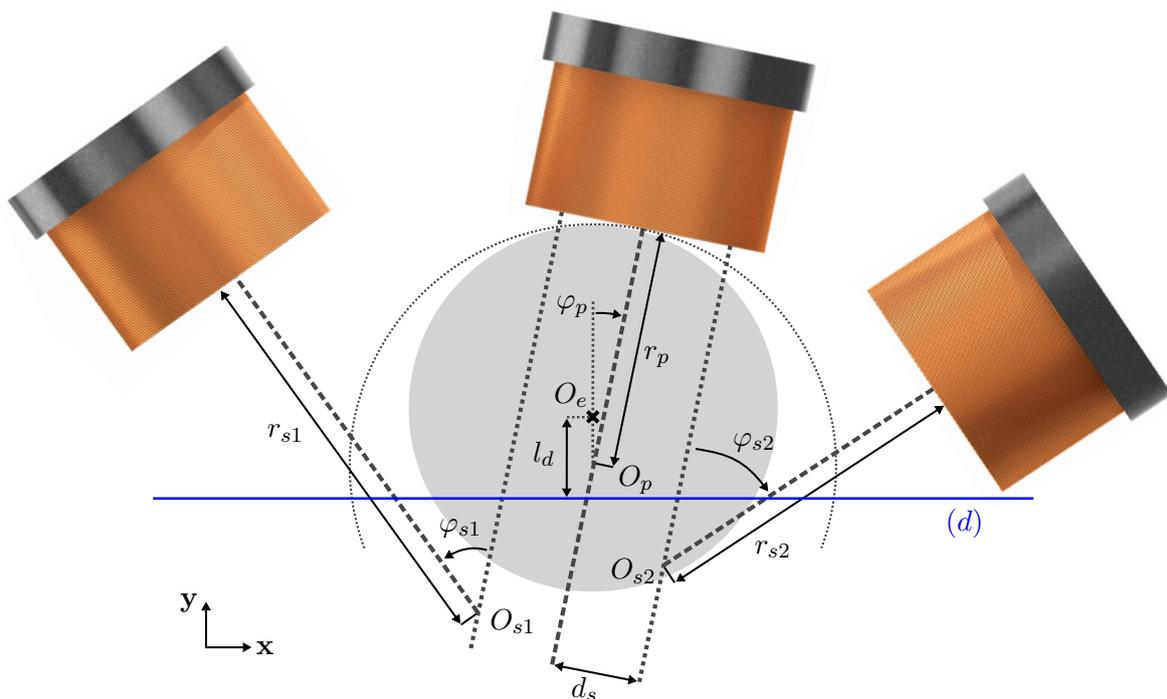


FIGURE 5.7 – Paramétrage de la configuration des bobines. En gris l'espace de nage. En orange et gris les bobines.

## Chapitre 5. Application à la manipulation magnétique

Des reconfigurations absolues peuvent être obtenues en modifiant simultanément la pose des trois bobines. Avec le paramétrage choisi, cela est effectué en modulant la pose de la bobine principale avec le rayon  $r_p$  et l'orientation  $\varphi_p$ . Ces reconfigurations sont également paramétrées de façon à avoir la bobine principale au contact de l'espace de nage pour  $\varphi_p = 0^\circ$ , maximisant le champ magnétique généré au sein de l'espace de nage. Un exemple de reconfiguration absolue est illustré en Fig. 5.8. Des reconfigurations relatives peuvent quant à elles être obtenues par modification de la pose des bobines secondaires par rapport à la bobine principale en modulant le rayon et l'angle associé à chaque bobine secondaire, soit  $r_{s1}$  et  $\varphi_{s1}$  ou  $r_{s2}$  et  $\varphi_{s2}$ . Un exemple de reconfiguration relative est proposé en Fig. 5.9.

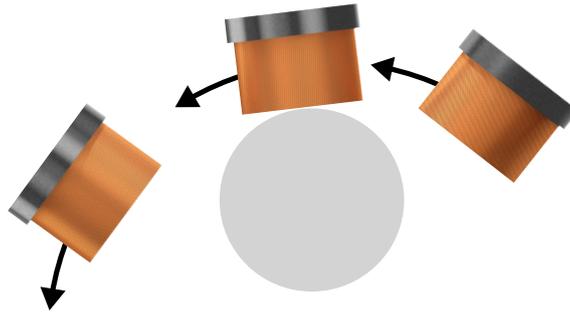


FIGURE 5.8 – Exemple d'une reconfiguration absolue avec rotation simultanée de toutes les bobines.

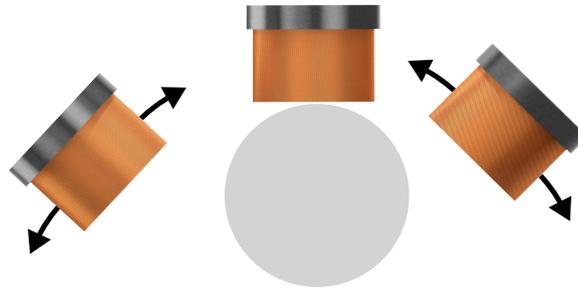


FIGURE 5.9 – Exemple de reconfigurations relatives avec une rotation de chaque bobine secondaire.

Afin d'éviter toute pénétration des bobines dans l'espace de nage et les collisions entre ces dernières, les rayons et les angles des bobines secondaires sont limités par les contraintes suivantes :

$$\begin{cases} r_p \geq r_0 \\ r_{s1} \geq r_p \\ r_{s2} \geq r_p \\ \varphi_{s1} \geq \varphi_{0s1} \\ \varphi_{s2} \geq \varphi_{0s2} \end{cases} \quad (5.1)$$

avec

$$\begin{cases} \varphi_{0s1} = \arctan\left(\frac{r_b}{r_{s1}}\right) + \arctan\left(\frac{r_b - d_s}{r_{s1}}\right) \\ \varphi_{0s2} = \arctan\left(\frac{r_b}{r_{s2}}\right) + \arctan\left(\frac{r_b - d_s}{r_{s2}}\right) \end{cases} \quad (5.2)$$

$r_0$  et  $r_b$  sont les rayons de l'espace de nage et des bobines respectivement. Les angles  $\varphi_{0s1}$  et  $\varphi_{0s2}$  sont choisis comme les angles minimaux permettant d'éviter toute collision entre les bobines. La configuration obtenue pour ces angles est illustrée en Fig. 5.10. Enfin, il ne sera *a priori* pas possible de tourner tout autour de l'espace de nage lors d'un geste sur patient, des collisions entre ce dernier et les bobines pouvant se produire. Pour prendre en compte cette contrainte, nous ajoutons une nouvelle restriction en imposant que les bobines ne peuvent pas dépasser une droite ( $d$ ) placée à une distance  $l_d$  du centre de l'espace de nage  $O_e$  et parallèle à l'axe x (voir Fig. 5.7).

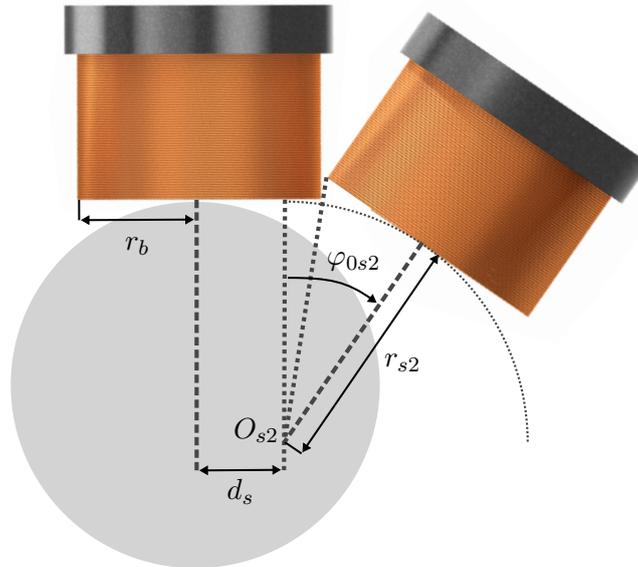


FIGURE 5.10 – Angle minimal admissible d'une bobine secondaire.

Nous considérons les bobines choisies et dimensionnées dans le cadre du projet Multiflag. Chaque bobine est composée de  $30 \times 40$  spires comme illustré en Fig. 5.11 et ne possède pas de cœur ferromagnétique. Elles ont un rayon de 50 mm et une hauteur de 73 mm. Un courant maximal de 1 A est considéré pour ce cas d'étude, ce courant correspondant aux possibilités des variateurs disponibles lors de l'étude du système d'actionnement magnétique. Grâce à ces dimensions, l'ensemble de bobines peut générer un champ magnétique allant jusqu'à environ 4 milliteslas (mT) dans l'espace de nage. Chaque bobine possède une masse de l'ordre du kilogramme.

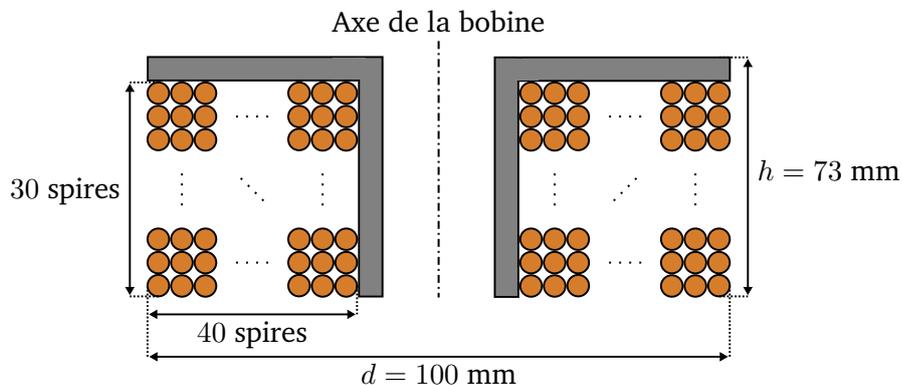


FIGURE 5.11 – Schématisation de la bobine considérée.

### 5.2.1.2 Espace de travail requis

Suivant [Begey 2020], nous souhaitons disposer d'un espace de nage dextre, c'est-à-dire un espace dans lequel le nageur peut se propulser à une vitesse minimale dans toutes les directions. Un tel espace peut être obtenu avec deux ou trois bobines comme illustré en Fig. 5.12. Ici, nous faisons le choix de vérifier qu'un espace dextre suffisant peut être obtenu avec deux bobines, ce qui nous permettra de dimensionner une première fois le système. Par conséquent, nous considérons la bobine principale et une bobine secondaire pour l'étude de l'espace de travail requis. Les configurations analysées sont cependant choisies pour respecter toutes les contraintes sur les poses des bobines si le système complet à trois bobines est utilisé. Par exemple, les configurations où la bobine principale touche la droite ( $d$ ) (Fig. 5.7) ne sont pas considérées car la seconde bobine secondaire ne peut alors plus être intégrée. Avec le système d'actionnement proposé, les deux bobines secondaires ont des rôles équivalents. Nous considérons donc que l'espace de travail de la bobine secondaire utilisée lors de l'évaluation est identique à celui de la bobine non-évaluée. Il est important de noter qu'avec une telle approche, certaines poses qui ne sont d'intérêt que si les trois bobines sont considérées peuvent être manquées. Pour cette première étude, nous nous satisfaisons de cette proposition, l'optimisation du système d'actionnement magnétique n'étant pas recherchée.

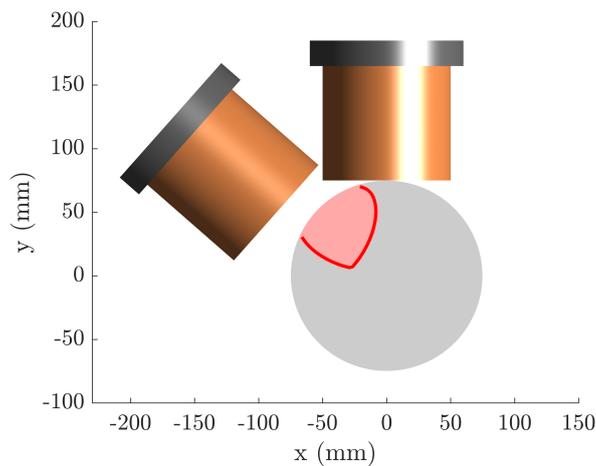


FIGURE 5.12 – Espace dextre obtenu lorsque deux bobines sont exploitées. En gris l'espace de nage et en rouge l'espace dextre.

L'espace de travail des bobines est évalué en analysant l'espace dextre d'un nageur magnétique pour toute configuration du système d'actionnement magnétique respectant les contraintes exposées en section 5.2.1.1. L'espace dextre est calculé en déterminant les capacités de nage du nageur en chaque point de l'espace de nage. Pour cela, le champ magnétique maximal pouvant être généré suivant toutes les directions en chaque point est déterminé suivant [Begey 2020]. Pour réaliser ces calculs, l'espace de nage est discrétisé en une grille de  $15 \times 15$  points. Le nageur magnétique est un nageur dit à flagelle flexible qui se déplace en ondulant, à la manière d'un spermatozoïde. Le nageur choisi correspond au nageur exploité pour les cas d'étude du projet Multiflag. Il est formé d'une tête magnétisée constituée d'un aimant néodyme et d'un flagelle flexible en silicone, comme illustré en Fig. 5.13. Ses dimensions ne sont pas adaptées à un besoin clinique, la conception d'un tel nageur étant entreprise au sein du projet Multiflag en parallèle du travail de thèse proposé

## Chapitre 5. Application à la manipulation magnétique

dans ce manuscrit. Une vitesse minimale de nage de 0.1 mm/s est considérée, correspondant à un champ magnétique nécessaire de 2.06 mT pour le nageur choisi. Nous imposons que les bobines ne peuvent pas dépasser le centre de l'espace de nage suivant  $y$  et la distance  $l_d$  est donc fixée à 0 mm. La distance  $d_s$  est fixée à 35 mm. Cette valeur n'a pas de justification applicative mais permet une influence significative du décalage sur les espaces de travail obtenus, tout en garantissant que ces derniers soient de taille suffisante pour une manipulation d'intérêt des nageurs.

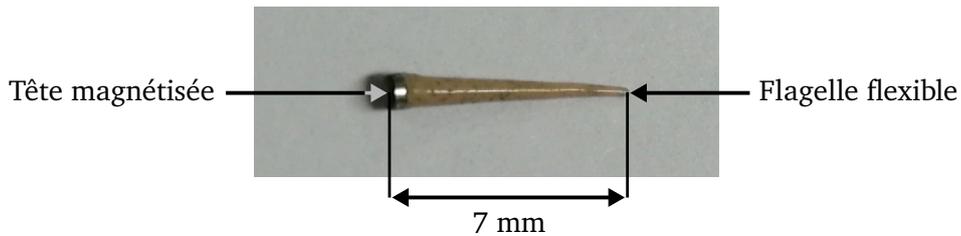


FIGURE 5.13 – Photographie du nageur à flagelle flexible exploité pour le cas d'étude.

Les espaces de travail des bobines sont affichés en Fig. 5.14 et en Fig. 5.15 pour la bobine principale et les bobines secondaires respectivement. Les besoins en matière de rayons minimaux et maximaux sont similaires pour toutes les bobines. A contrario, la course angulaire de la bobine principale comporte des angles positifs et négatifs allant jusqu'à une amplitude de  $\pm 20^\circ$ , tandis que les bobines secondaires nécessitent une orientation unilatérale avec une course d'environ  $50^\circ$ .

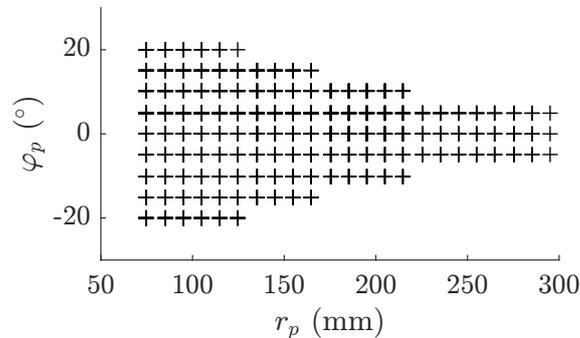


FIGURE 5.14 – Espace de travail de la bobine centrale.

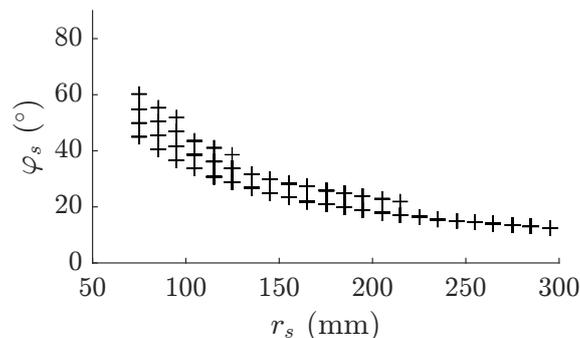


FIGURE 5.15 – Espace de travail des bobines secondaires.

### 5.2.2 Approche proposée pour la conception

Suite à l'état de l'art des manipulateurs pour le contexte biomédical exposé en section 5.1.2.2, nous considérons un seul manipulateur monté sur une base externe et portant simultanément les trois bobines. Cette solution a déjà été introduite avec le DeltaMag [Yang 2019] où trois bobines sont fixées aux jambes d'un robot Delta. Les mouvements de rotation désirés, en particulier les reconfigurations relatives, ne sont donc pas réalisables. Nous considérons que des mécanismes à centre de rotation déporté sont nécessaires et nous développons alors un nouveau manipulateur.

La position du patient n'est *a priori* pas connue avec exactitude et peut varier entre deux procédures. Il est donc nécessaire que le manipulateur s'adapte à ces changements. Pour cela, une étape de recalage est nécessaire. Nous proposons de réaliser cette étape en permettant la modification du centre de rotation  $O_p$ . Un nombre suffisant de degrés de liberté doit donc être obtenu pour ce besoin. Au contraire, les reconfigurations relatives doivent simplement permettre un mouvement relatif entre les bobines. On recherche alors ici des mouvements restreints pour des raisons de sécurité, et le nombre de degrés de liberté requis doit être limité. De plus, des contacts peuvent *a priori* se produire entre le patient et les bobines, ces dernières devant être au plus proche de l'espace de nage pour assurer un contrôle optimal des nageurs. Il est donc favorable de concevoir un système compliant pour s'adapter à la forme du patient et minimiser l'énergie transmise lors de chocs. Néanmoins, cette compliance peut rendre complexe la mise en position des bobines à cause des phénomènes dynamiques dus aux contacts, ainsi que de l'application des forces de pesanteur. En particulier, les mouvements lors de reconfigurations absolues impliquent de déplacer trois bobines représentant une charge significative.

Lors de la conception du manipulateur, nous devons alors répondre à plusieurs besoins *a priori* contradictoires. Tout d'abord, le manipulateur doit permettre de s'adapter aux variations de formes du patient tout en assurant la sécurité avec des restrictions de mouvement. Ensuite, un manipulateur compliant est nécessaire pour la gestion des interactions avec le patient mais la mise en position des bobines potentiellement lourdes doit être également réalisable. La réponse à une telle problématique de besoins *a priori* contradictoires a été envisagée dans la littérature avec des propositions d'assemblage de systèmes robotisés possédant des propriétés distinctes, en particulier avec les systèmes appelés macro/micro ou macro/mini. Un cas usuel est alors d'obtenir un grand espace de travail tout en ayant une grande bande passante ou une grande précision, performances difficilement atteignables simultanément. Ainsi, dans [Zhang 2008] un manipulateur léger avec une rigidité limitée est utilisé pour obtenir un grand espace de travail alors qu'un manipulateur fixé en son bout est exploité pour réaliser un positionnement précis grâce à une grande rigidité. Dans [Qijun 2002, Ronchi 2005] des manipulateurs de bande passante faible sont utilisés pour obtenir de grands espaces de travail alors que des manipulateurs de plus faible envergure sont exploités pour obtenir des mouvements de hautes précision et dynamique. Enfin, l'amélioration de la bande-passante a également été proposée pour l'amélioration des interactions humain-robot. Dans [Labrecque 2016], un système passif à faible impédance est monté sur un système à haute impédance actionné. Le système à faible impédance est utilisé comme interface utilisateur, facilitant les interactions et les rendant plus sûres, alors que le système à haute impédance permet de manipuler de lourdes charges. Par conséquent, nous considérons ici d'utiliser une approche somme toute similaire pour le manipulateur recherché en proposant une

architecture composée d'un assemblage de manipulateurs. Nous proposons alors un système de manipulation composé de deux manipulateurs schématisé en Fig. 5.16. Le premier manipulateur est dédié à la reconfiguration absolue et à la manipulation de l'ensemble des bobines. Ce système est appelé manipulateur principal. Le second manipulateur supporte chaque bobine pour gérer la reconfiguration relative et la compliance désirée pour la gestion des contacts lors de la tâche de manipulation. On appelle manipulateur secondaire la structure associée.

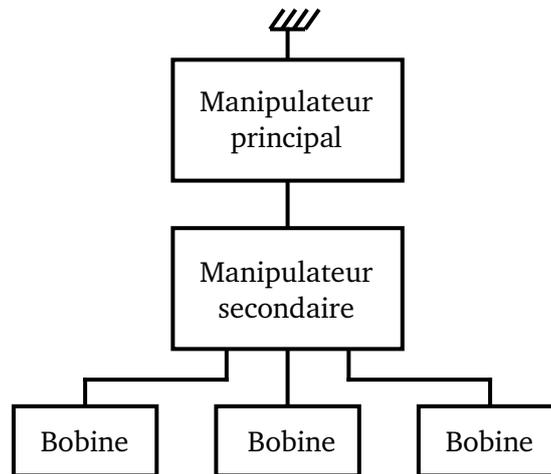


FIGURE 5.16 – Architecture à deux niveaux proposée pour le manipulateur.

### 5.2.3 Choix de l'architecture du manipulateur

Le manipulateur principal doit permettre la réalisation de la tâche de mise en position. Nous souhaitons alors pouvoir modifier la position du centre de rotation  $O_p$ . De plus, lors de l'introduction des configurations d'intérêt des bobines, nous avons vu que l'espace des reconfigurations absolues est symétrique par rapport à l'axe  $y$  (voir Fig. 5.14) avec une orientation  $\varphi_p$  pouvant être positive ou négative. Le manipulateur développé au chapitre 3 exploitant un assemblage de blocs permet grâce à sa redondance de réaliser la tâche de mise en position souhaitée. De plus, la forme de son espace de travail semble répondre au besoin exprimé. Cette architecture, rappelée en Fig. 5.17, est par conséquent considérée pour concevoir le manipulateur principal.

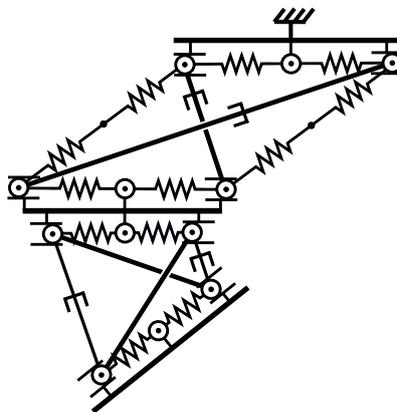


FIGURE 5.17 – Architecture sélectionnée pour le manipulateur principal.

Pour réaliser les reconfigurations relatives, le manipulateur secondaire est recherché avec une restriction des mouvements disponibles à des mouvements à centre de rotation déporté et un ajustement de l'orientation unilatéral pour chaque bobine, c'est-à-dire avec des valeurs positives de  $r_{s1}$  et  $r_{s2}$ , comme identifié en section 5.2.1.2. Ces besoins correspondent aux propriétés obtenues avec le second manipulateur développé au chapitre 3. Ce manipulateur, conçu en exploitant une analogie avec les arches en ciseaux circulaires, possède effectivement une forme d'espace de travail *a priori* appropriée. De plus, les ordres de grandeur des orientations et rayons désirés pour la mise en position des bobines concordent avec ceux obtenus lorsque deux croix à câbles actionnés sont assemblées comme discuté en section 3.3.3.3. Deux bobines doivent néanmoins être indépendamment contrôlées. On propose alors d'utiliser une architecture comportant deux manipulateurs à deux croix actionnées positionnés de part et d'autre de la bobine principale comme illustré en Fig. 5.18.

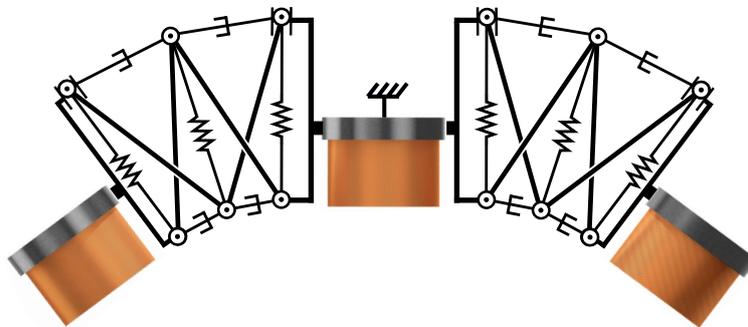


FIGURE 5.18 – Architecture du manipulateur secondaire conçu à partir du manipulateur réalisé par analogie avec les structures en ciseaux.

Le manipulateur final est obtenu en assemblant les manipulateurs principal et secondaire. Il est représenté en Fig. 5.19 sans les bobines pour des raisons de lisibilité. A ce stade, les mécanismes de tenségrité et la position des actionneurs sont sélectionnés. La nature des actionneurs et le dimensionnement sont discutés dans la suite.

### 5.2.4 Dimensionnement préliminaire

Nous avons précédemment défini la compliance du manipulateur comme un besoin critique pour la tâche de manipulation magnétique dans le contexte biomédical. Pour prendre en compte cette compliance dans le dimensionnement, plusieurs points doivent être en premier lieu approfondis. Tout d'abord, la compliance du manipulateur complet doit être analysée. En particulier, la raideur suivant des directions privilégiées comme les directions de contact doivent être déterminées. Ensuite, le besoin de compliance pour la tâche de manipulation magnétique doit être défini en étudiant le compromis entre compliance pour la gestion du contact et raideur pour la mise en position des bobines. Une fois ces études réalisées, une méthode pour la sélection des éléments élastiques doit être proposée. Bien qu'il existe des travaux préliminaires pour ces études, comme par exemple dans [Arsenault 2011] pour l'évaluation de la raideur d'un mécanisme de tenségrité, ces points nécessitent des développements qui restent à conduire. De plus, l'impact de la pesanteur doit également être pris en compte lors du dimensionnement. Étudier ces problématiques en plus

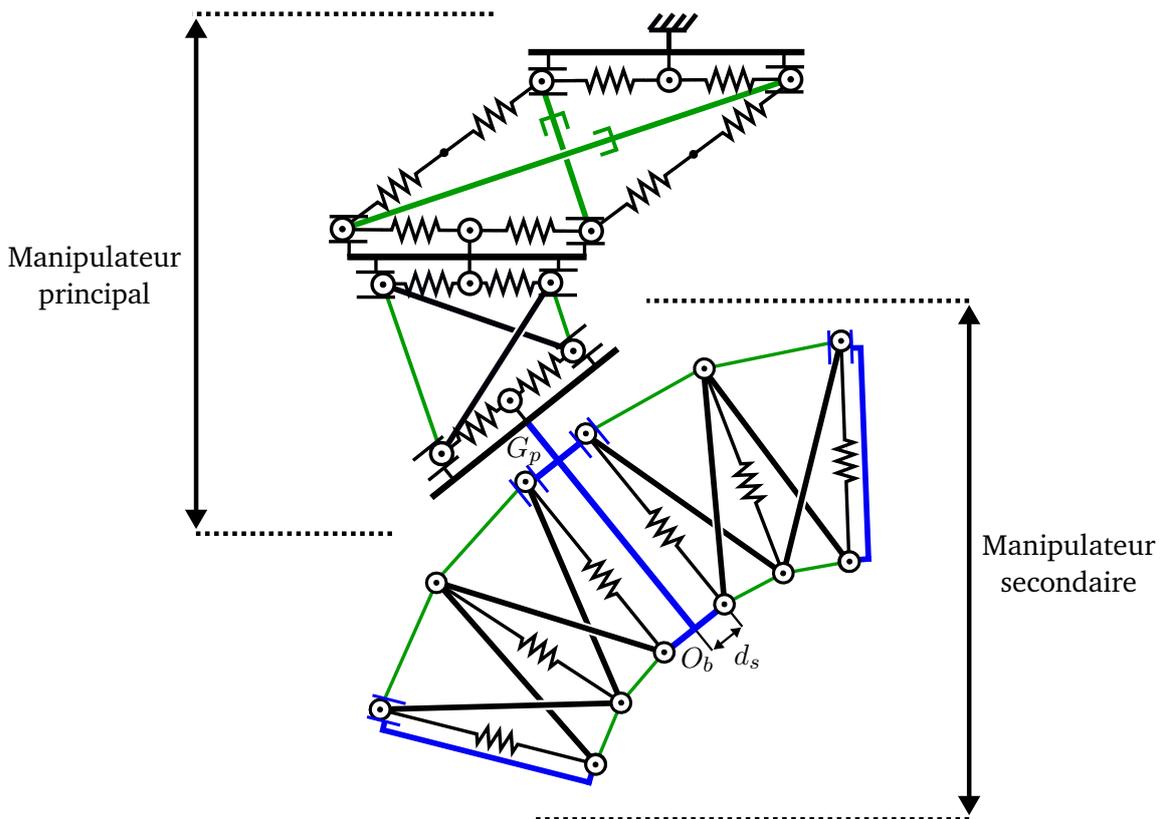


FIGURE 5.19 – Manipulateur proposé. En bleu les éléments sur lesquels sont montés les bobines et en vert les actionneurs.

d'assurer le besoin de reconfiguration peut être complexe, ces problèmes étant *a priori* couplés. Nous proposons alors de tout d'abord étudier le dimensionnement du manipulateur assurant le besoin de reconfiguration identifié, un tel dimensionnement n'ayant pas encore été proposé. Ainsi, dans la suite du développement présenté dans ce chapitre, nous nous concentrons sur la mise en position des bobines, qui est la tâche principale du dispositif, à l'instar des développements réalisés au chapitre 3. L'étude de la compliance et de l'influence de la pesanteur n'est alors pas réalisée et constitue bien sûr une perspective naturelle de ce travail.

Certaines dimensions géométriques du manipulateur dépendent des solutions technologiques, cependant ces dernières ne sont pas fixées et doivent être choisies. Pour ce faire, un dimensionnement préliminaire est tout d'abord réalisé en ne considérant pas l'intégration des composants. Il est réalisé en deux phases. Tout d'abord, la nature d'actionnement et les actionneurs sont choisis en fonction de leur capacité d'intégration et leur intérêt pour la commande de mécanismes de tensegrité. Ensuite, la course de ces actionneurs, les éléments élastiques et les paramètres géométriques du manipulateur sont déterminés. Une fois ce dimensionnement préliminaire réalisé, les solutions technologiques seront sélectionnées et conçues. Le manipulateur sera alors ajusté par un nouveau dimensionnement.

#### 5.2.4.1 Choix des actionneurs

Lors de l'analyse des mécanismes de tensegrité au chapitre 2, nous avons vu que différentes natures d'actionneurs peuvent être considérées lors de l'actionnement des éléments en traction.

## Chapitre 5. Application à la manipulation magnétique

Nous avons également vu que ce choix peut permettre d'optimiser l'espace de travail, l'énergie potentielle stockée ou modifier le comportement sous charge. Pour ce premier dimensionnement, nous proposons d'utiliser un actionnement par modulation de la longueur de câbles. Un tel choix nous permet alors d'exploiter les résultats obtenus au chapitre 3.

Pour débiter le dimensionnement du manipulateur, nous proposons ici de sélectionner les actionneurs qui sont les éléments qui nécessitent généralement un travail d'intégration spécifique et qui sont au cœur des capacités de reconfiguration des mécanismes. La modulation de longueur d'un câble est généralement réalisée à l'aide d'enrouleurs [Sabelhaus 2015, Friesen 2016]. Ces enrouleurs peuvent être déportés pour des raisons d'intégration, de masse ou d'environnement à risque [Pinaud 2004, Moored 2011]. Néanmoins, leur intégration peut être laborieuse et leur déport peut induire des difficultés lors de la commande ou modifier l'équilibre statique dans la structure [Moored 2011]. Pour tirer profit de la forme allongée des barres, nous choisissons des actionneurs linéaires pour moduler la longueur des câbles. Cette solution est également d'intérêt pour la faible réversibilité généralement obtenue avec ces actionneurs, en particulier lorsqu'un système à vis sans fin est exploité. Effectivement, des efforts de précontrainte sont continuellement présents dans la structure. Pour garantir la longueur de câble voulue, l'actionneur doit alors exercer un effort ce qui peut impliquer une consommation d'énergie, même au repos. L'utilisation d'actionneurs à vis sans fin permet alors de réduire cette perte énergétique sans recourir à des réducteurs ou des freins qui ne sont pas en faveur de la compacité.

Dans le chapitre précédent, nous avons montré que des commandes cinématiques peuvent être considérées pour la commande de manipulateurs en tensegrité. Une commande en vitesse peut alors être réalisée donnant accès à un grand choix d'actionneurs, en particulier à coût réduit en comparaison avec des actionneurs commandés en couple. Ici, nous choisissons de nous concentrer sur les actionneurs proposés par la marque Actuonix (Canada). Ces actionneurs nous semblent effectivement d'intérêt pour l'intégration de l'étage de réduction et d'une mesure de position dans de faibles dimensions, le tout pour un faible coût. En particulier, nous nous focalisons sur deux gammes d'actionneurs, les vérins électriques P16 pour l'actionnement des croix à barres actionnées et les T16 pour la modulation de la longueur des câbles, qui sont des chariots se déplaçant le long d'un guide linéaire. Ces deux gammes d'actionneurs sont illustrées en Fig. 5.20. Pour choisir les modèles dans ces deux gammes considérées, la course et le réducteur doivent être sélectionnés. Ces éléments sont choisis lors du dimensionnement des manipulateurs.

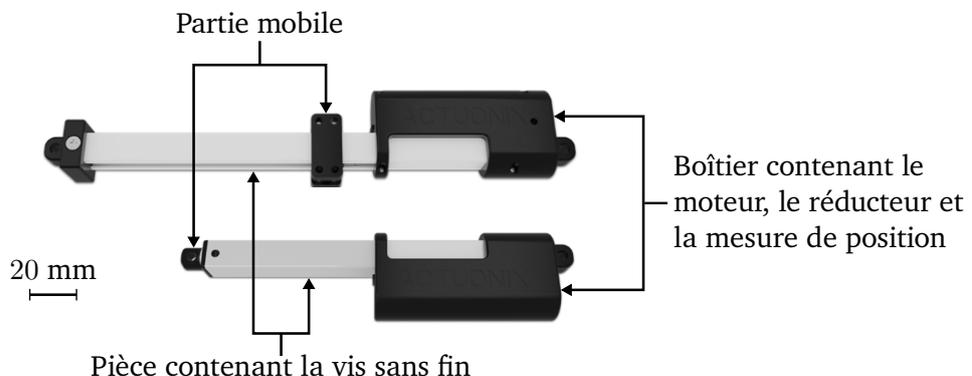


FIGURE 5.20 – Actionneurs des gammes T16 en haut et P16 en bas.

### 5.2.4.2 Dimensionnement des manipulateurs

Les espaces de travail des bobines définissent les espaces de travail nécessaires des manipulateurs principal et secondaire. Ainsi, l'espace de travail désiré du manipulateur principal correspond aux configurations de la bobine centrale affichées en Fig. 5.14. L'espace de travail désiré de chaque ensemble de croix de Snelson composant le manipulateur secondaire correspond aux configurations d'une bobine secondaire affichées en Fig. 5.15. Le dimensionnement des deux manipulateurs est réalisé en déterminant leurs espaces de travail. Pour cela, les modèles statiques et les discussions réalisées au chapitre 3 sont exploités. Le choix des courses des actionneurs et des ressorts est effectué par un processus d'essai-erreur à partir des courses disponibles pour les références d'actionneurs choisies et différents ressorts disponibles sur le marché. Pour le manipulateur principal, la distance entre la base du manipulateur et le centre de l'espace de nage est également déterminé durant le dimensionnement. On trouve une distance de 300 mm. Comme on peut le voir en Fig. 5.19, un décalage entre les points  $G_p$  et  $O_b$  représentant le centre de l'effecteur du manipulateur principal et le bout de la bobine principale est nécessaire. Nous fixons cette distance à une valeur correspondant à la hauteur d'une bobine, soit 73 mm. Les éléments sélectionnés et les dimensions utilisées pour les deux manipulateurs sont récapitulés en Tab. 5.1. Dans ce tableau, on appelle *câbles internes* les câbles du manipulateur secondaire à proximité de l'espace de nage, et *câbles externes* ceux du côté du manipulateur principal. Les deux câbles internes sont désirés de même longueur et cette dernière est alors modulée par un même actionneur. De même, un seul actionneur est utilisé pour actionner les deux câbles externes.

Les espaces de travail obtenus avec ces paramètres sont affichés en Fig. 5.21 pour le manipulateur principal et en Fig. 5.22 pour le manipulateur secondaire. Pour ce dernier, deux espaces sont tracés. Le premier, en rouge, correspond à l'espace obtenu lorsque la course maximale disponible de chaque actionneur est exploitée. En restreignant les butées articulaires, par exemple en les bloquant mécaniquement, nous pouvons ajuster l'espace de travail au besoin. Cet espace ajusté est affiché en bleu. Pour le manipulateur principal, nous ne souhaitons pas une telle restriction pour pouvoir gérer de potentiels recalages via les reconfigurations absolues.

MP - Courses maximales des barres actionnées (mm)	[70, 220]	MS - Courses maximales des câbles actionnés internes (mm)	[28, 128]
MP - Courses maximales des câbles actionnés (mm)	[70, 170]	MS - Courses maximales des câbles actionnés externes (mm)	[50, 150]
Longueur à vide des ressorts (mm)	150	MS - Courses ajustées des câbles actionnés internes (mm)	[28, 43]
Élongation maximale des ressorts (mm)	60.5	MS - Courses ajustées des câbles actionnés externes (mm)	[50, 138]
Raideur des ressorts (N/mm)	0.19	Longueur des barres non-actionnées (mm)	200

Tableau 5.1 – Paramètres sélectionnés lors du dimensionnement préliminaire. MP désigne le Manipulateur Principal et MS le Manipulateur Secondaire.

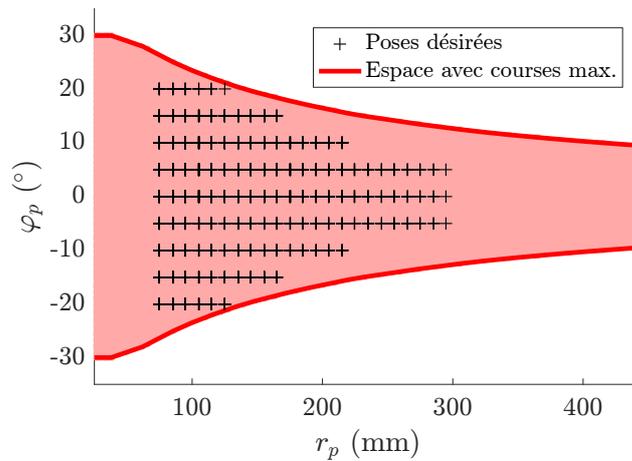


FIGURE 5.21 – Espace de travail du manipulateur principal.

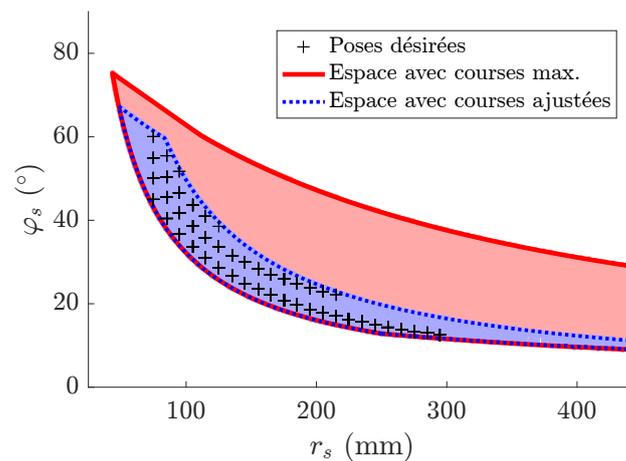


FIGURE 5.22 – Espace de travail du manipulateur secondaire.

Au chapitre 2, nous avons également vu que l'évaluation des efforts internes est critique lors du dimensionnement de mécanismes de tenségrité. Pour finaliser le dimensionnement préliminaire, nous devons choisir des actionneurs générant des efforts suffisants pour la reconfiguration, ce qui se traduit en pratique par le choix d'un réducteur adapté. Des efforts appliqués aux actionneurs allant jusqu'à une vingtaine de Newtons sont déterminés. Les modèles T16-100-64-12-P et P16-150-64-12-P peuvent générer des efforts maximaux de 90 N. Ils sont donc choisis pour la modulation des longueurs de câbles et de barres respectivement. Cette marge sur les efforts admissibles par les actionneurs nous permettra par la suite de modifier les ressorts, si une précontrainte plus forte est nécessaire, par exemple pour contrebalancer les frottements.

Nous avons donc pu dans cette section concevoir et dimensionner un manipulateur en tenségrité en exploitant les outils et méthodes développés dans les chapitres précédents. Ainsi, nous avons tout d'abord déterminé l'architecture du manipulateur pour la reconfiguration de plusieurs bobines pour la tâche de manipulation magnétique. Un dimensionnement préliminaire a ensuite été réalisé

pour choisir les actionneurs, les paramètres géométriques, les éléments élastiques, et déterminer les capacités de reconfiguration des bobines pouvant être attendues. Désormais, l'intégration de ces éléments et la réalisation du manipulateur sont approfondies avec la fabrication.

### 5.3 Fabrication du manipulateur

#### 5.3.1 Approche adoptée

Le manipulateur dédié à la manipulation magnétique est composé de deux architectures développées et évaluées au chapitre 3. Ici, pour discuter l'implémentation et réaliser une sélection des solutions technologiques, nous choisissons de restreindre l'étude et de nous concentrer sur la fabrication d'un sous-ensemble du manipulateur secondaire illustré en Fig. 5.23. Ce sous-ensemble est sélectionné car son comportement est à notre sens plus à risque puisque des mouvements relatifs entre deux bobines doivent être gérés. De plus, il permet d'étudier l'implémentation et les performances des croix à câbles actionnés, c'est-à-dire une majorité des croix exploitées dans le manipulateur complet. Dans la suite de l'étude de la fabrication, le terme *manipulateur* fait ainsi référence à cet assemblage de deux croix de Snelson actionnées pour la reconfiguration d'une bobine secondaire.

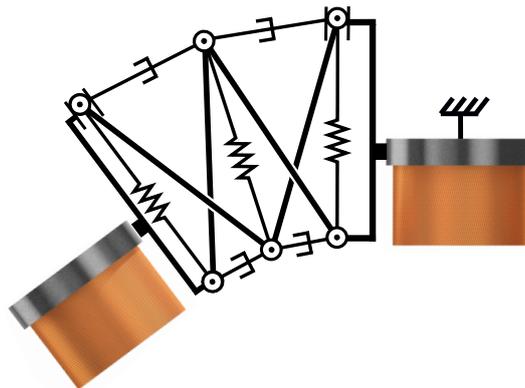


FIGURE 5.23 – Sous-ensemble du manipulateur complet considéré pour la fabrication.

Pour cette étape de fabrication, nous nous concentrons sur les performances de mise en position pouvant être attendues. Les problématiques d'intégration en salle d'intervention et de légèreté de la structure ne sont pas considérées. En conséquence, notre objectif pratique consiste à construire un manipulateur avec intégration aisée des composants, ainsi que proposer une fabrication à coût et temps de réalisation limités. Pour ne pas être sujet aux forces de pesanteur pouvant modifier l'équilibre statique au sein de la structure, nous considérons une étude plane dans le plan horizontal. Néanmoins, lors de la fabrication du manipulateur, nous portons une attention particulière à réaliser une structure qui permettra de garantir la contrainte de planéité pour pouvoir considérer une évolution vers un mécanisme dans un plan quelconque.

#### 5.3.2 Manipulateur proposé et solutions technologiques

Le manipulateur fabriqué et assemblé est présenté en Fig. 5.24. Sur cette photographie, les bobines ne sont pas installées. Leur disposition est illustrée sur la modélisation en Fig. 5.25. Une telle

disposition permet d'une part une intégration, un assemblage et un remplacement aisés des bobines, ce qui est nécessaire dans cette phase de développement de la manipulation magnétique. D'autre part, cela permet de limiter les décalages induits par l'intégration des éléments mécaniques et donc les différences avec le dimensionnement préliminaire. Dans la suite de cette section, nous présentons les choix technologiques réalisés en fonction des contraintes et hypothèses exprimées.

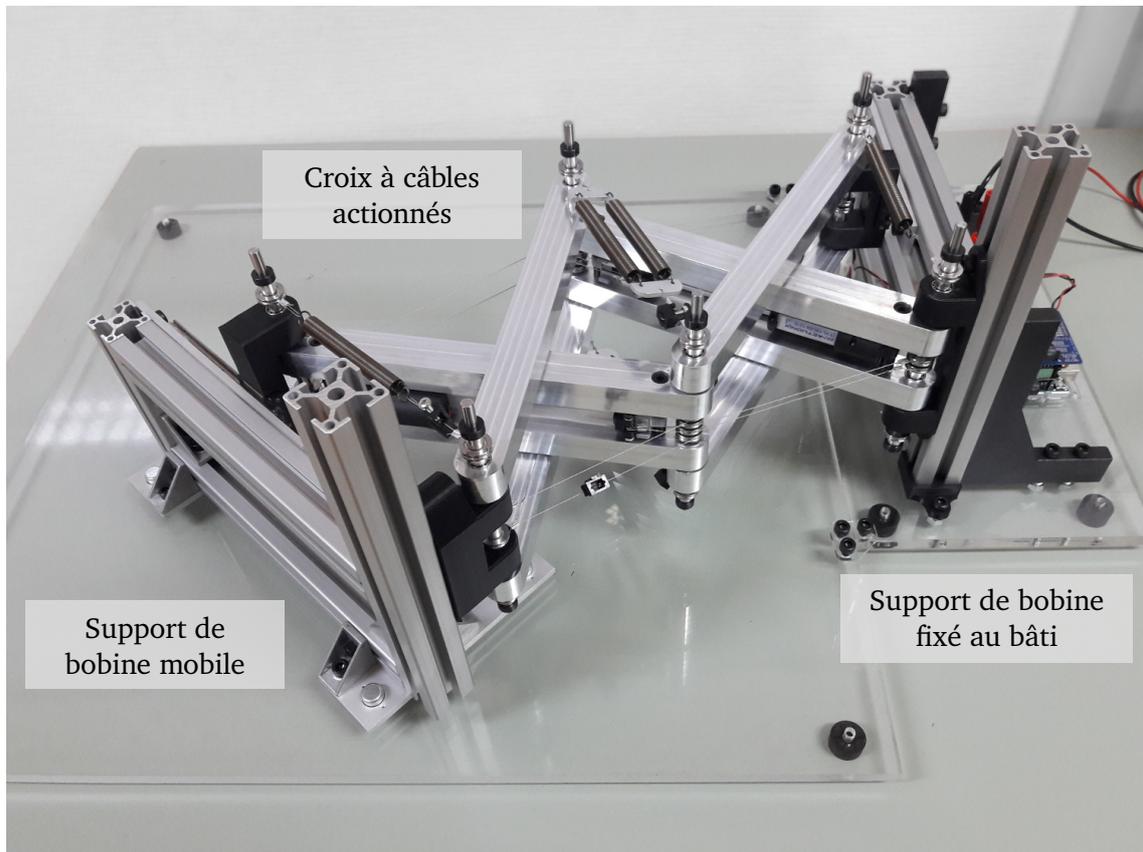


FIGURE 5.24 – Manipulateur fabriqué.

### 5.3.2.1 Obtention d'un manipulateur plan

Les évaluations expérimentales des manipulateurs développés au chapitre 3 nous ont montré que deux phénomènes mènent à des déformations hors plan, réduisant ainsi la justesse de la mise en position. Le premier de ces phénomènes est une rotation des axes des nœuds induite par le couple appliqué par les ressorts et les câbles. Cela apparaît par exemple lorsqu'un seul ressort et un seul câble non-coplanaires sont exploités. Le deuxième phénomène est la flexion hors-plan induite par la présence de jeux mécaniques et des forces de pesanteur.

Pour éviter l'application de couples par les éléments structurels aux nœuds de la structure, une architecture symétrique et illustrée en Fig. 5.26 avec le plan de symétrie est considérée. Deux actionneurs sont suffisants pour reconfigurer le manipulateur. Chacun d'entre eux est utilisé pour moduler la longueur des câbles d'un même côté de la structure. Pour respecter la symétrie, les actionneurs sont placés au centre de la structure et tous les autres éléments structurels sont doublés pour obtenir une symétrie par rapport au plan des actionneurs. Chaque actionneur module alors

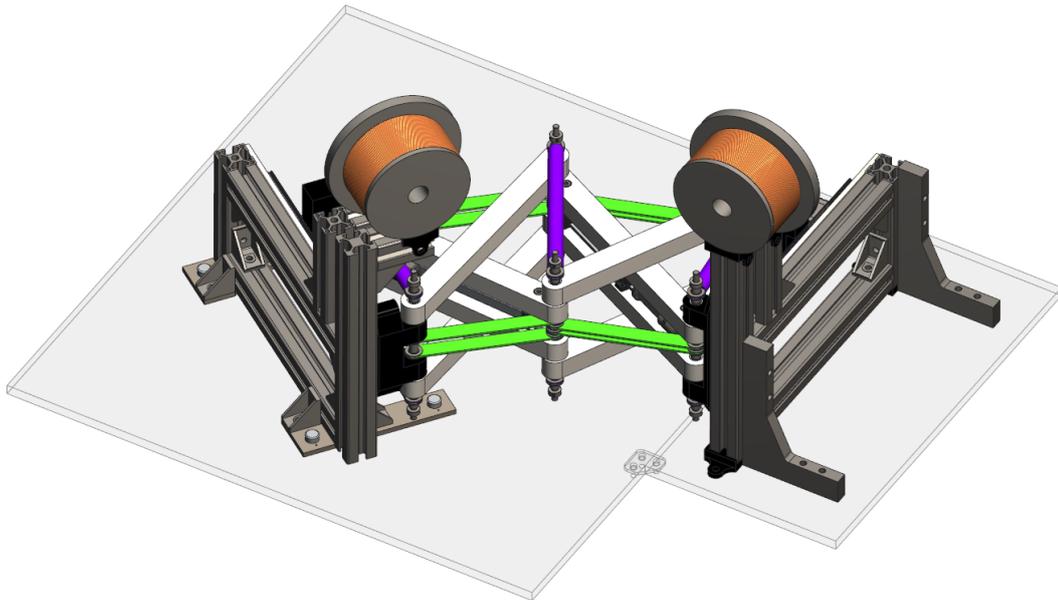


FIGURE 5.25 – Modélisation 3D du manipulateur comprenant les bobines. En vert la modélisation des câbles et en violet des ressorts.

la longueur de quatre câbles simultanément. Les ressorts sont placés à l'extérieur de la structure afin de faciliter leur accessibilité et permettre leur ajustement pour le bon fonctionnement du dispositif. En plus d'éviter les torsions des axes, cette architecture symétrique permet de réduire la flexion hors plan due aux jeux mécaniques. Pour cette structure, les câbles choisis sont des câbles en acier tressé de 0.45 mm de diamètre et possédant une force de rupture de 162 N. Les barres sont en aluminium usiné et de dimensions  $285 \times 20 \times 24 \text{ mm}^3$ .

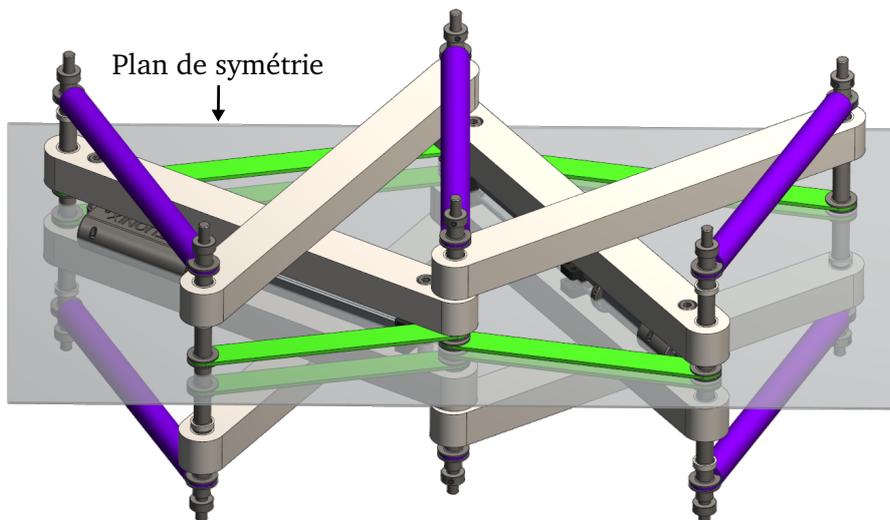


FIGURE 5.26 – Représentation de l'architecture symétrique du manipulateur.

Pour notre application, un effecteur de masse importante par rapport à la masse de la structure doit être manipulé. De plus, un grand bras de levier peut être obtenu lorsque le manipulateur est

déployé, impliquant de fortes contraintes appliquées aux nœuds de la structure. Le cas spécifique d'un manipulateur dans le plan horizontal permet de s'affranchir de ces problèmes pour ce premier prototype en ajoutant des supports pour les bobines. Deux supports sont alors fabriqués à partir de profilés en aluminium comme illustré en Fig. 5.24. Le premier support est un chariot mobile monté sur billes en acier, lui permettant de rouler sur le bâti. Ce chariot soutient alors la bobine secondaire dont nous voulons commander la pose. La bobine centrale repose quant à elle sur un support fixe. Une fois ce prototype évalué, nous chercherons à supprimer l'utilisation de ces supports grâce à l'architecture symétrique proposée et une conception des nœuds adaptée.

### 5.3.2.2 Minimisation des frottements et des jeux mécaniques

Pour minimiser les frottements, en particulier les frottements secs, nous portons une attention particulière à la réalisation des nœuds et aux liaisons prismatiques. Effectivement, à cause de l'architecture symétrique proposée, de nombreux éléments mobiles sont reliés aux nœuds. En particulier, le montage des actionneurs impose un renvoi des câbles exerçant une force non négligeable sur le nœud et donc des frottements. Comme illustré en Fig. 5.27, les nœuds sont réalisés grâce à un axe sur lequel sont montés les éléments en rotation. Pour minimiser les frottements radiaux, c'est-à-dire ceux appliqués par les efforts internes à la structure, chaque élément est monté par le biais de roulements à billes ou de poulies. De plus, des frottements axiaux peuvent être induits par le contact d'un roulement sur un autre suite à l'application de la gravité et à cause du serrage des colliers d'axe assurant un maintien des éléments. Ces frottements sont quant à eux évités en ajoutant des entretoises entre chaque roulement. Le contact est alors réalisé sur la bague interne des roulements ou des poulies n'influençant pas les mouvements. Les liaisons prismatiques sont quant à elles réalisées grâce à des glissières graissées.

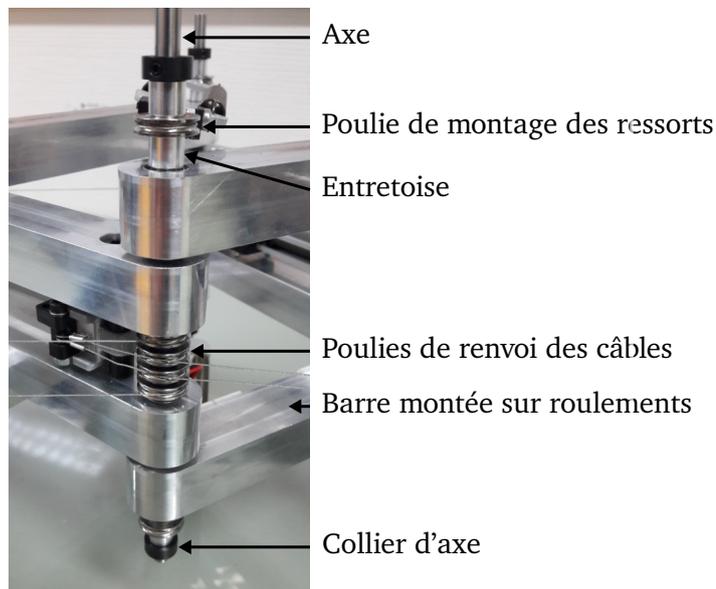


FIGURE 5.27 – Détails d'un nœud de la structure.

### 5.3.2.3 Commande des actionneurs et instrumentation

La détermination de la configuration est effectuée par le biais d'une mesure de la position des nœuds grâce à une caméra située au-dessus du manipulateur. En plus de mesurer directement la configuration, nous pouvons avec cette solution déterminer les coordonnées articulaires qui sont définies par la distance entre deux nœuds. Les images de la caméra sont communiquées à un ordinateur pour traitement. Une fois la configuration déterminée par une interface spécialement développée pour le manipulateur, le signal de commande est calculé et envoyé à un microcontrôleur arduino Uno (Arduino, EUA) qui génère un signal PWM (de l'anglais *Pulse With Modulation*) envoyé aux variateurs. Les actionneurs sont commandés en vitesse et chacun nécessite un courant maximal de 1 A. Parmi les nombreux variateurs disponibles à bas coût, une carte DFROBOT DRI0009 est utilisée. La boucle de commande est récapitulée en Fig. 5.28 et a été évaluée par une mise en mouvement du manipulateur avec des consignes choisies manuellement.

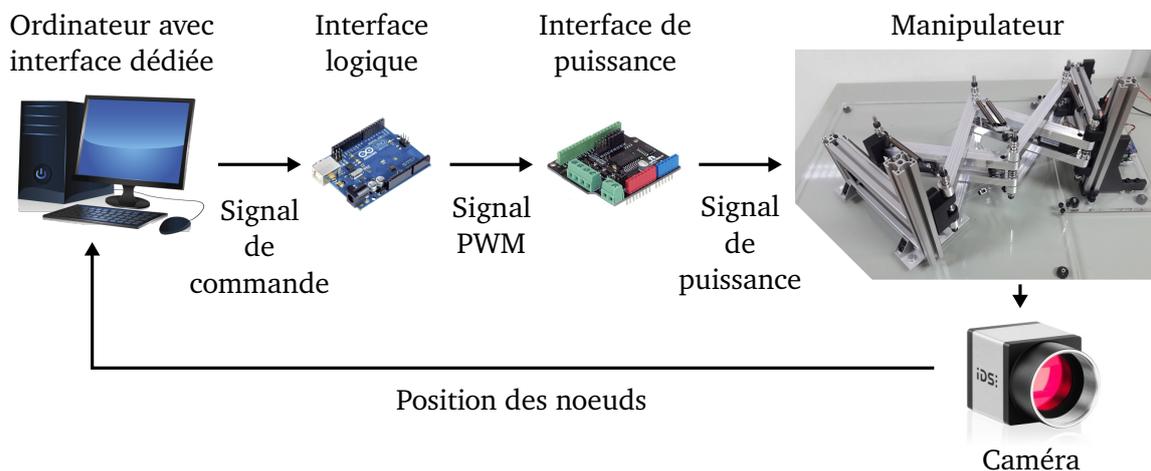


FIGURE 5.28 – Boucle de commande choisie.

### 5.3.3 Réglage du dispositif

A partir des solutions technologiques choisies, les dimensions finales du manipulateur sont déterminées. Les décalages induits par l'intégration des composants sont illustrés en Fig. 5.29. Comme précédemment discuté et illustré en Fig. 5.25, les bobines sont placées sur un plan différent du manipulateur, et leur position peut alors être ajustée pour obtenir les décalages  $d_s = 35$  mm et  $d_b = 0$  mm voulus. Le décalage  $d_h$  est introduit pour pouvoir coller la bobine à l'espace de nage tout en évitant que les autres composants mécaniques pénètrent cet espace. Il est à noter que l'intégration de la bobine principale devra être ajustée par la suite lorsque le manipulateur secondaire complet sera considéré, c'est-à-dire lorsque trois bobines seront présentes dans le système. Pour garantir l'espace de travail désiré, les courses des actionneurs sont ajustées et sont récapitulées en Tab. 5.2 avec les valeurs numériques des paramètres géométriques du manipulateur. L'espace de travail du manipulateur fabriqué est enfin affiché en Fig. 5.30 avec l'espace obtenu si les courses maximales des actionneurs sont considérées en rouge et suite à l'ajustement des courses pour restreindre l'espace au besoin en bleu.

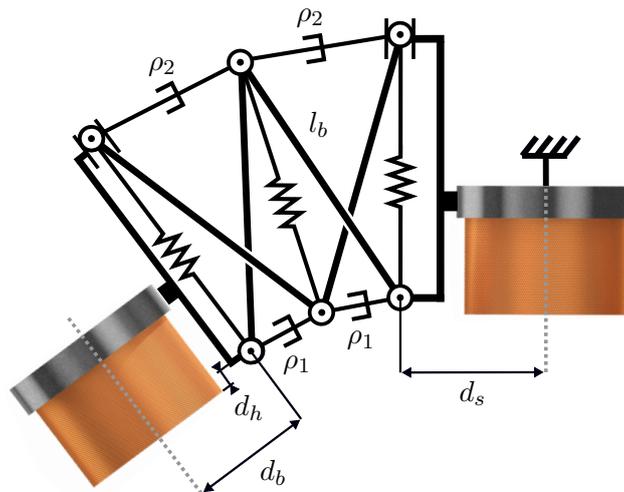


FIGURE 5.29 – Géométrie modifiée du manipulateur.

Courses maximales câbles internes (mm)	[26, 126]	$d_s$ (mm)	35
Courses maximales câbles externes (mm)	[59, 159]	$d_b$ (mm)	0
Courses ajustées câbles internes (mm)	[26, 48]	$d_h$ (mm)	12
Courses ajustées câbles externes (mm)	[59, 159]	$l_b$ (mm)	235
Longueur des ressorts (mm)	[175, 235.5]		

Tableau 5.2 – Paramètres du manipulateur fabriqué.

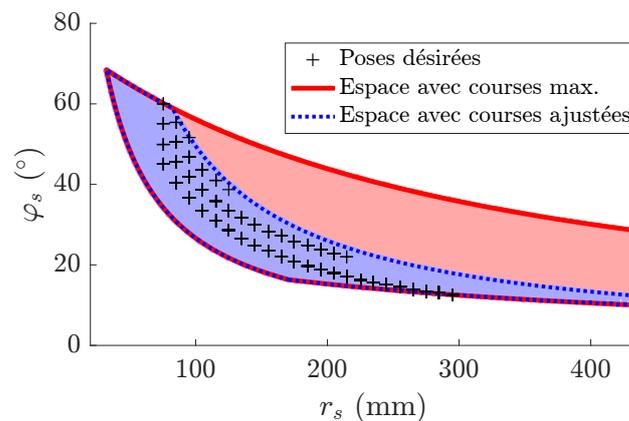


FIGURE 5.30 – Espace de travail du manipulateur fabriqué.

Suite à ce dimensionnement, les longueurs des câbles doivent être ajustées. En pratique, le réglage de la longueur des câbles n'est pas trivial. Effectivement, pour assurer un maintien adapté des câbles, ces derniers sont fixés avec des manchons sertis, et le réglage des longueurs ne peut plus

être effectué par le biais de ces éléments une fois le sertissage réalisé. De plus, le réglage de ces longueurs est critique. Effectivement, des différences entre les longueurs des câbles actionnés par un même actionneur peuvent induire une mauvaise répartition des tensions et donc la génération d'un couple sur l'axe du nœud ou une dégradation accélérée d'un câble. Le réglage est alors réalisé en deux étapes. Tout d'abord, un gabarit visible en Fig. 5.31 est fabriqué et exploité pour régler grossièrement la longueur des câbles lors du sertissage des manchons. Pour le réglage fin, le développement d'un système de réglage pour chaque câble au niveau des points d'attache n'est pas en faveur de l'intégration. Des tendeurs sont alors fabriqués et montés directement sur les câbles pour pouvoir modifier la distance entre deux nœuds comme illustré en Fig. 5.32. Les ressorts sont reliés à chaque nœud par un câble et une poulie. Le réglage de ces câbles est réalisé en utilisant cette même méthode en deux étapes.

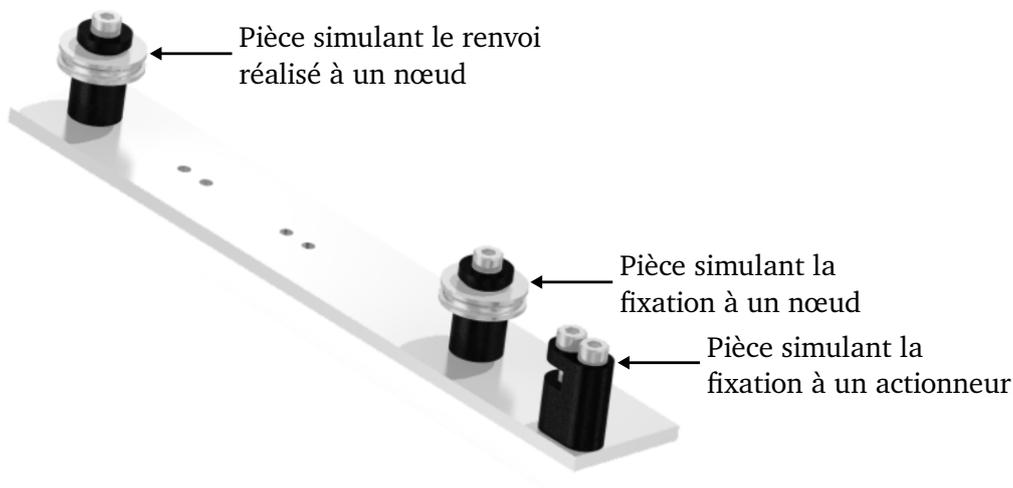


FIGURE 5.31 – Gabarit réalisé pour le sertissage des câbles.

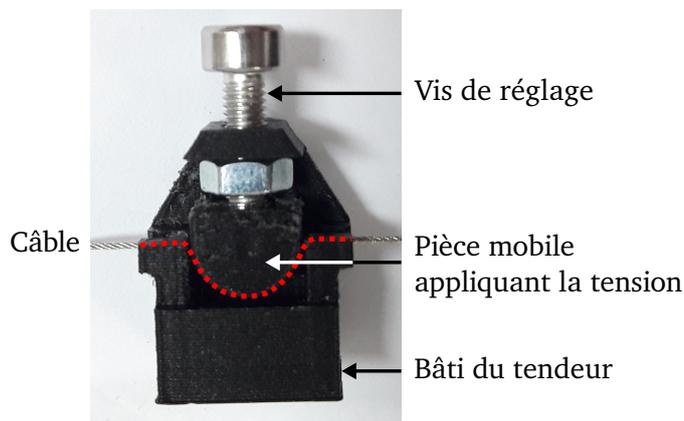


FIGURE 5.32 – Tendeur réalisé pour le réglage fin de la longueur des câbles. En pointillés rouges, le trajet du câble dans le tendeur.

Enfin, avec l'architecture proposée, il existe des contraintes géométriques qui nécessitent que les axes constituant les nœuds soient parallèles pour permettre l'assemblage. Peu de jeux mécaniques

## Chapitre 5. Application à la manipulation magnétique

sont présents dans la structure et un système de réglage est donc nécessaire pour satisfaire ces contraintes. Ce point est particulièrement critique pour les glissières qui peuvent engendrer des frottements importants. Comme on peut le voir en Fig. 5.33, ces dernières sont par conséquent montées sur des plaques dont la position par rapport au chariot ou par rapport au bâti peut être réglée grâce à un jeu au niveau des vis de fixation. Une fois ce réglage réalisé, le manipulateur dédié à la manipulation magnétique est finalisé, et les bobines peuvent être simplement ajoutées.

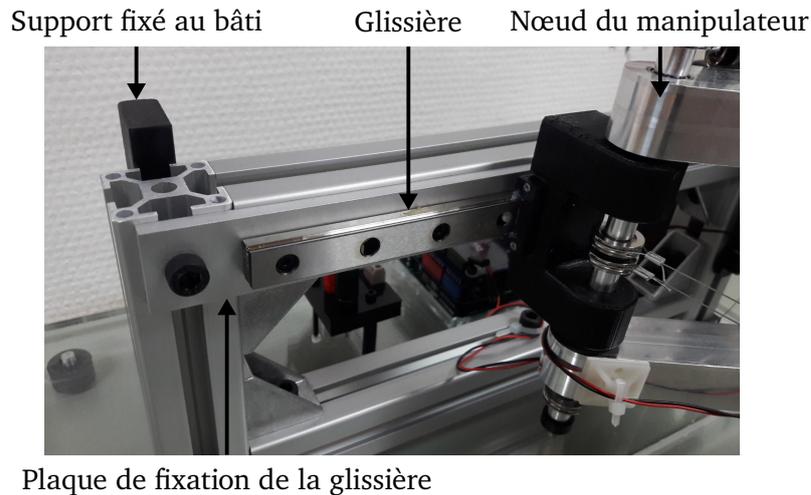


FIGURE 5.33 – Photographie du manipulateur mettant en avant l'intégration des glissières.

A partir du dimensionnement préliminaire réalisé en section précédente, nous avons proposé diverses solutions technologiques et fabriqué un premier manipulateur pour la réalisation d'une tâche de manipulation magnétique. Grâce à ce manipulateur l'ensemble des configurations d'intérêt d'une bobine peut être atteint et l'évaluation de la mise en mouvement est en cours de réalisation.

### 5.4 Bilan

Dans ce chapitre, nous avons montré que l'on peut concevoir un manipulateur en tenségrité adapté à un besoin donné en développant un manipulateur dédié à une tâche de manipulation magnétique pour le domaine biomédical. Tout d'abord, la tâche de manipulation magnétique a été introduite et l'utilisation de bobines mobiles pour la commande d'un nageur magnétique a été considérée. Un manipulateur multi-effecteurs en tenségrité a été proposé et dimensionné. Les solutions technologiques pour la réalisation du système ont ensuite été sélectionnées et le manipulateur a été fabriqué. Le travail réalisé dans ce chapitre démontre que le développement et la construction de manipulateurs en tenségrité à partir des outils et méthodes proposés dans les chapitres précédents sont possibles. De plus, ce travail constitue une première étape importante dans la réalisation d'un manipulateur pour la manipulation magnétique. Il permet alors d'entreprendre des études approfondies pour la commande de nageurs magnétiques avec des bobines mobiles. Les perspectives introduites par cette application et ce manipulateur sont alors multiples.

### **Évaluation expérimentale du manipulateur proposé**

La première étape est d'évaluer la mise en position d'une bobine avec le manipulateur fabriqué grâce aux lois de commande discutées au chapitre 4. Ce travail est en cours de réalisation. Suite à cela, la commande des nageurs magnétiques exploitant la reconfiguration des bobines pourra être approfondie.

### **Approfondissement du cahier des charges**

Pour développer le manipulateur proposé, un ensemble de configurations désirées des bobines a été identifié. Néanmoins, le choix de ces configurations a été déterminé à partir de contraintes sur la pose des bobines sans justification clinique. Une analyse fine du besoin est alors nécessaire pour améliorer le cahier des charges et tirer au plus profit du système d'actionnement magnétique proposé.

### **Prise en compte du contact avec le patient et de la pesanteur**

Le manipulateur conçu a pour but la validation de la mise en position des bobines et également la commande de nageurs magnétiques dans un environnement contrôlé. Suite à cela, la prise en compte de contacts non prévus avec le patient ainsi que de la pesanteur devra être approfondie. Tout d'abord, le besoin devra être défini en étudiant le compromis entre compliance pour les interactions et raideur pour la mise en position. Ensuite, le dimensionnement du manipulateur devra être adapté, avec entre autres le choix des éléments élastiques.

### **Approfondissement des problématiques de fabrication**

Le développement proposé nous a montré que la fabrication d'un manipulateur en tensegrité peut être laborieuse en particulier à cause du grand nombre de pièces mobiles nécessaires pour limiter les frottements et contraindre mécaniquement le système, comme réalisé dans ce chapitre avec une restriction dans le plan. De plus, des réglages fins pour un grand nombre d'éléments comme les câbles sont nécessaires, complexifiant l'implémentation. Alternativement, de simples attaches et renvois de câbles sans utiliser des poulies et des roulements pourraient être considérés, mais au prix de frottements plus importants dans la structure. D'autre part, on peut se demander s'il n'est pas plus intéressant d'ajouter des actionneurs et modifier la topologie du manipulateur pour assurer des contraintes mécaniques comme la planéité ou compenser les erreurs d'assemblage par la commande. Un compromis entre les performances mécaniquement assurées du manipulateur et la complexité d'implémentation mécanique doit donc être discuté.

### **Développement du dispositif de manipulation dans un contexte clinique**

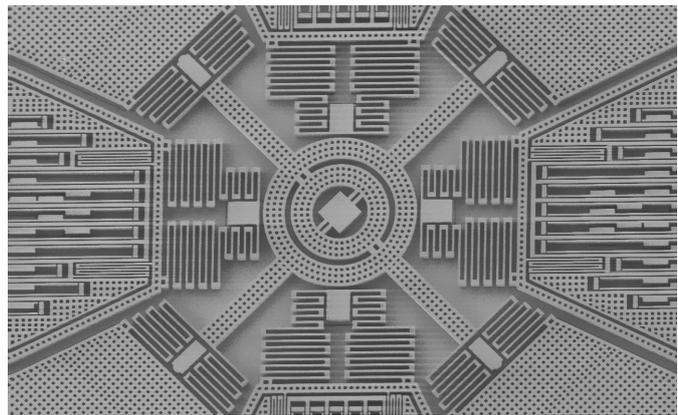
Enfin, fort de la première version du manipulateur proposée dans ce chapitre et des études proposées dans les perspectives précédentes, un nouveau prototype adapté aux contraintes de contact, de légèreté et d'encombrement pourra être considéré et développé.



# 6

## Gestion du contact et mesure d'effort

---



Microsystème électromécanique d'une centrale inertielle.  
*Lorsque les capteurs et les mécanismes compliants s'apparentent à de l'art.*

### Sommaire du chapitre

---

6.1	Définition du besoin et démarche . . . . .	148
6.1.1	Mesure d'effort et transition du contact . . . . .	148
6.1.2	État de l'art des capteurs d'effort . . . . .	151
6.1.3	Vers un nouveau capteur pour les applications biomédicales . . . . .	153
6.2	Conception d'un transducteur uni-axial à raideur quasi-nulle . . . . .	154
6.2.1	Conception d'un guidage à raideur non-linéaire . . . . .	155
6.2.2	Compensation de la raideur au repos . . . . .	158
6.2.3	Dimensionnement . . . . .	160
6.3	Développement d'une cellule optique de mesure dédiée . . . . .	161
6.3.1	Intérêts d'une ligne optique pour la mesure de déplacement . . . . .	161
6.3.2	Génération d'une ligne optique . . . . .	163
6.3.3	Évaluation expérimentale . . . . .	164
6.4	Évaluation d'un nouveau capteur d'effort pour les applications biomédicales . . . . .	166
6.4.1	Dimensionnement et fabrication du transducteur . . . . .	167
6.4.2	Assemblage du capteur . . . . .	170
6.4.3	Évaluation expérimentale . . . . .	172
6.5	Bilan . . . . .	176

---

Au chapitre précédent, nous avons proposé une architecture de manipulateur qui est *a priori* adaptée à une tâche au contact. Pour le contexte biomédical, ce besoin est critique puisque les interactions peuvent se produire directement avec le corps d'un patient. Dans le cas de la manipulation de nageurs magnétiques, le mouvement peut provenir des bobines ou du patient, multipliant les possibilités de contact et dans chaque cas une transition de contact à gérer. Il semble alors nécessaire de savoir mesurer correctement l'effort de contact au cours d'une transition pour mener la tâche de manipulation magnétique proposée en toute sécurité. Dans ce sixième chapitre, nous introduisons alors en premier lieu la problématique de la mesure des transitions du contact. Les capteurs disponibles sont alors discutés et le besoin d'une nouvelle instrumentation dédiée est identifié. Un nouveau capteur d'effort est ensuite développé et évalué.

### 6.1 Définition du besoin et démarche

#### 6.1.1 Mesure d'effort et transition du contact

L'estimation du contact passe usuellement par la mesure de l'effort via un capteur d'effort. Un tel capteur est souvent conçu en deux parties. La première est le transducteur qui est un corps se déformant sous l'effet de la charge appliquée, et la seconde est une cellule de mesure qui permet de mesurer la déformation du transducteur. Connaissant la relation liant effort à déformation du transducteur, l'effort peut être reconstruit. Lorsque le dispositif robotisé est en contact avec son environnement, il est possible d'asservir les efforts d'interactions grâce à cette mesure d'effort et d'une commande dite en effort [Villani 2008]. Une compliance active est alors obtenue. Néanmoins, une compliance passive reste tout de même nécessaire à la stabilité du système lorsqu'un contact se produit [E. Colgate 1988]. Ainsi, lors d'un contact avec un environnement rigide, cette compliance passive doit être présente directement dans le système. Une telle situation peut par exemple être rencontrée dans le contexte biomédical lorsque des tâches nécessitant la manipulation d'outils au contact de structures osseuses comme le crâne ou les vertèbres sont considérées. Ce besoin de compliance passive est d'autant plus important lors de la transition du contact, c'est-à-dire le moment où le dispositif passe d'un mode libre sans contact à un mode contraint au contact de l'environnement comme représenté en Fig. 6.1.

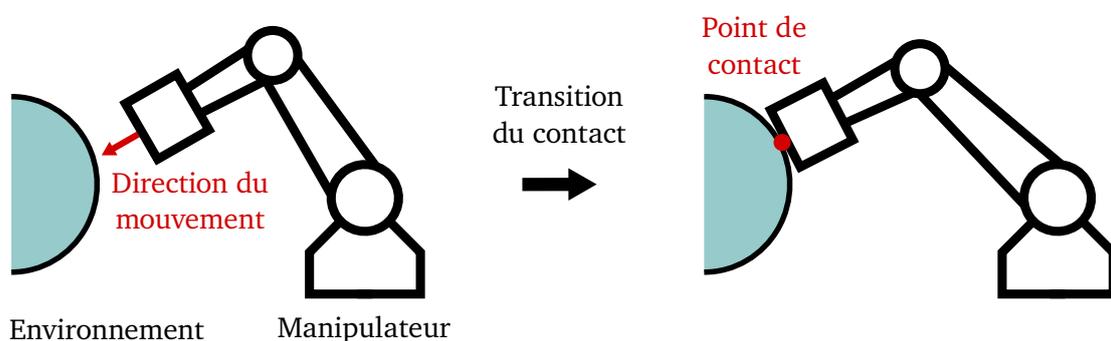


FIGURE 6.1 – Représentation schématique de la transition du contact.

De plus, il peut être pertinent d'avoir une grande sensibilité de mesure, c'est-à-dire obtenir des variations du signal de mesure significatives pour de faibles variations d'effort appliqué. Effectivement, cela est nécessaire afin de détecter le plus rapidement possible le contact et générer des efforts d'interaction minimaux, comme par exemple pour la manipulation d'objets fragiles

ou pour certaines tâches au contact du corps humain. Pour cela, une mesure appropriée de la transition du contact est nécessaire. L'obtention d'une haute sensibilité de mesure et de faibles efforts d'interaction peut passer par de grandes déformations du transducteur lors d'un contact, soit une large compliance. Il nous semble alors nécessaire d'assurer la présence d'une compliance passive à l'instant de la transition du contact, et par ailleurs qu'elle soit la plus grande possible.

L'intégration d'une compliance passive peut être réalisée de différentes manières. Ici, nous distinguons deux cas de figure schématisés en Fig. 6.2. Tout d'abord, un manipulateur compliant, c'est-à-dire présentant des liaisons compliantes, peut être utilisé. Il peut être néanmoins difficile d'obtenir une large compliance lors de la transition du contact tout en garantissant certaines performances désirées pour la tâche de manipulation, à cause par exemple de potentielles perturbations réduisant la précision de mise en position. Ainsi, un manipulateur comme celui proposé au chapitre précédent est rendu plus sûr grâce à sa compliance mais ne va pas pouvoir à notre sens gérer les transitions du contact. Une autre solution est d'exploiter un effecteur souple comme proposé par exemple dans [Lindenroth 2017]. La compliance est alors concentrée sur l'effecteur du système. Cette approche permet une large utilisation, puisque des manipulateurs non compliantes disponibles dans la littérature peuvent être exploités. La problématique des performances de mise en position est également écartée. Néanmoins dans ce cas, l'effecteur se déforme lors d'un contact et une instrumentation adaptée doit être ajoutée pour mesurer cette déformation et assurer la mise en position de l'outil ou de l'objet manipulé.

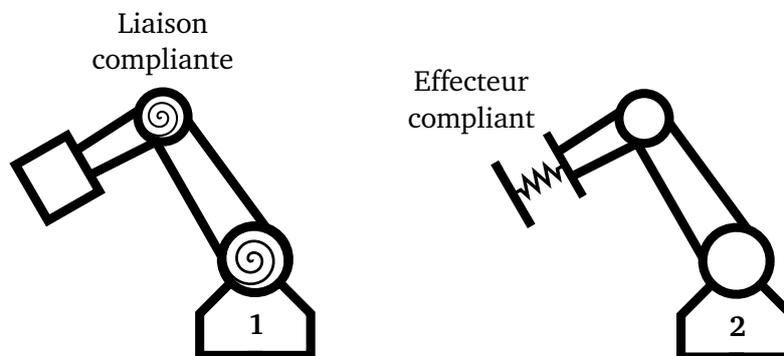


FIGURE 6.2 – Représentation schématique de l'intégration d'une compliance passive. En 1, un manipulateur compliant muni de liaisons compliantes. En 2, un manipulateur muni d'un effecteur compliant.

Pour maintenir la sûreté et l'intégrité de l'environnement comme du dispositif robotisé, il est généralement nécessaire d'asservir ou réguler les efforts d'interactions et donc de considérer une commande en effort. Un capteur d'effort est donc nécessaire. Pour répondre à la problématique de la transition du contact, nous proposons alors d'inclure la compliance passive discutée dans ce capteur d'effort. Une telle approche comporte ainsi les avantages d'une architecture à effecteur souple, sans pour autant ajouter de l'instrumentation dans le système. Les capteurs d'efforts sont généralement développés avec des transducteurs raides. Cela permet premièrement d'obtenir des déformations de faibles amplitudes adaptées aux courses de mesure souvent restreintes des cellules de mesure habituelles, comme par exemple les jauges de déformation. Deuxièmement, une

grande raideur permet d'augmenter la bande passante et de minimiser l'impact de perturbations sur la mesure [Chaen 2006]. Notre proposition est de maximiser la compliance lors de la transition du contact. Cela implique une raideur idéale nulle en ce point. Par conséquent, le développement d'un tel capteur pose plusieurs questions liées aux deux volets mentionnés.

### 6.1.1.1 Problématique et démarche

Le développement d'un capteur répondant aux besoins exposés conduit à des problématiques scientifiques ouvertes et à des problématiques relatives au contexte projet. Tout d'abord, nous rappelons que ce capteur est premièrement développé pour une tâche de manipulation magnétique dans le contexte biomédical. Dans ce contexte, des mouvements lents sont considérés pour des raisons de sécurité. De faibles dynamiques sont donc obtenues et l'étude du capteur proposée ici est par conséquent réalisée dans un contexte quasi-statique. La problématique de la bande-passante du capteur n'est donc pas considérée. La large compliance désirée pose tout de même des problèmes ouverts de conception d'un transducteur à raideur très faible au contact, de choix d'une mesure adaptée aux larges déformations potentiellement obtenues, et de robustesse de la mesure à des efforts parasites. À cela s'ajoutent les problématiques inhérentes au projet applicatif. Tout d'abord, le capteur doit être fonctionnel dans l'environnement de la tâche. Pour la tâche de manipulation magnétique, le capteur sera au contact du patient. Il sera donc au cœur du champ magnétique généré par les bobines et le développement d'un capteur robuste à ce champ est nécessaire. Enfin, toutes les problématiques exposées doivent être prises en compte tout en permettant la mesure nécessaire à la tâche, c'est-à-dire permettant la mesure de composantes d'effort désirées pour une gamme d'efforts mesurables fixée. Ici, nous ne nous intéressons qu'à la force normale aux tissus appliquée au patient comme illustré en Fig. 6.3. Une mesure uni-axiale est alors désirée. De plus, pour ce projet, la gamme s'étend d'une absence de contact, c'est-à-dire 0 N, à un seuil premièrement imposé comme limite de confort à 3 N.

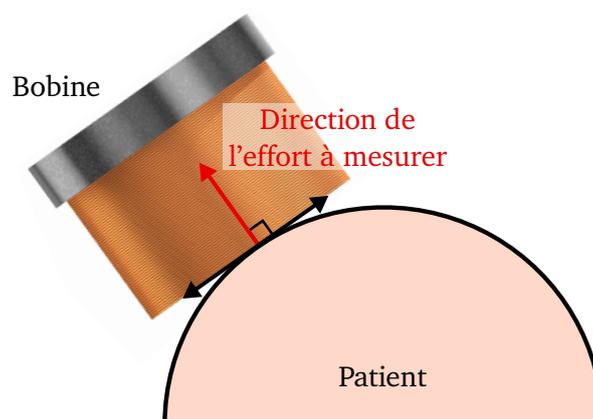


FIGURE 6.3 – Représentation de l'effort à estimer lors du contact entre une bobine et un patient.

Dans la suite de ce chapitre, nous approfondissons chacune de ces problématiques pour donner des éléments de réponse à la mesure de la transition du contact. Pour cela, on commence tout d'abord par s'intéresser aux capteurs disponibles dans la littérature.

### 6.1.2 État de l'art des capteurs d'effort

La littérature regorge de différents dispositifs pour la mesure d'efforts. Pour notre besoin, nous identifions et nous nous concentrons ici sur deux familles de capteurs d'efforts. Tout d'abord, pour répondre à la problématique "projet" de mesure dans un champ magnétique, les différents systèmes disponibles pour la mesure d'effort dans un tel environnement pour le contexte biomédical sont étudiés. Suite à cela, nous nous intéressons aux capteurs que nous définissons "de contact". Ces capteurs se distinguent des capteurs d'efforts par leur capacité à gérer la transition du contact grâce à l'utilisation d'un transducteur particulièrement souple.

#### 6.1.2.1 Mesure d'effort dans un champ magnétique pour le contexte biomédical

Lors du développement d'instrumentation dédiée au contexte biomédical, la contrainte de compatibilité avec les procédures peut être particulièrement critique. Effectivement, qu'il s'agisse de manipulation magnétique, de traitement par champ magnétique ou de procédures sous IRM, il est impératif que le dispositif soit fonctionnel dans des champs magnétiques qui peuvent être de haute intensité, par exemple de l'ordre de plusieurs Tesla dans une IRM. Pour répondre à ces besoins, de nombreux capteurs ont été développés et des mesures par fibres optiques sont usuellement considérées [Su 2017]. Trois technologies exploitant les fibres optiques peuvent être identifiées.

**Modulation de longueur d'onde :** La mesure par modulation de longueur d'onde est généralement effectuée grâce à l'utilisation de réseaux de Bragg. Les réseaux de Bragg sont des microstructures placées au cœur d'une fibre optique qui permettent des modifications de l'indice de réfraction. Grâce à la modulation obtenue, un réflecteur sélectif en longueur d'onde peut être réalisé, ce qui a été exploité pour réaliser des capteurs de force pour outils chirurgicaux [Yurkewich 2014, Choi 2017b], pour des cathéters [Chung 2012] ou pour l'insertion d'aiguille [Elayaperumal 2013].

**Modulation de phase :** Cette mesure exploite les phénomènes d'interférences constructives et destructives observées lorsque plusieurs faisceaux de lumière cohérente se rencontrent. Ces interférences forment des franges lumineuses dont la variation permet de réaliser des mesures. Cette approche a été considérée pour la réalisation de capteurs dans le contexte biomédical comme dans [Su 2011] pour un capteur de force intégré à un système d'insertion d'aiguille sous IRM ou pour des mesures d'élastographie [Liang 2010].

**Modulation d'intensité :** Comme son nom l'indique la mesure par modulation d'intensité exploite une variation de l'intensité lumineuse mesurée. Il existe deux méthodes principales pour exploiter cette technologie. Tout d'abord, plusieurs fibres optiques peuvent être exploitées. Un signal lumineux est alors acheminé par une fibre émettrice et reçu par une ou plusieurs fibres réceptrices. La mesure est réalisée en observant les variations d'intensité reçue provoquées soit par un mouvement relatif entre les fibres [Riener 2005], soit en modifiant la trajectoire du rayon lumineux acheminé grâce à une surface réfléchissante [Gassert 2006, Xie 2015], comme illustré en Fig. 6.4. D'autre part, la mesure peut être réalisée en considérant la modulation de l'intensité lumineuse suite à la flexion ou la modification de la géométrie de la fibre optique. Ce principe est appelé macro-courbure. Effectivement, au-dessus d'une certaine courbure de la fibre, certains modes de la lumière s'échappent de son cœur, modulant l'intensité lumineuse. Cette technologie

a par exemple été utilisée pour la mesure de mouvements respiratoires [Witt 2012].

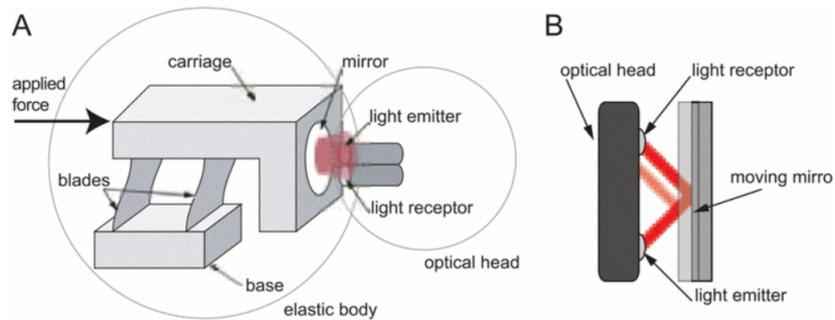


FIGURE 6.4 – Schéma de principe de capteurs à réflexion d'intensité [Gassert 2006].

### 6.1.2.2 Mesure de la transition du contact

Les capteurs de contact sont couramment considérés pour des tâches de manipulation ou pour la gestion des interactions. Différentes technologies ont alors été proposées. Tout d'abord, des grilles d'électrodes peuvent être exploitées pour mesurer des variations des propriétés électriques. Des variations d'impédance peuvent alors être considérées avec l'exploitation de fluide diélectrique dans une peau souple [Wettels 2008] (Fig. 6.5) ou de caoutchouc piézorésistif [Drimus 2014]. Des mesures capacitatives ont également été proposées [Aoyagi 2011].

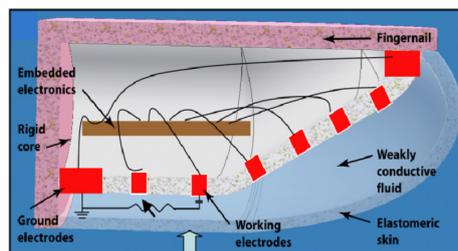


FIGURE 6.5 – Capteur tactile biomimétique [Wettels 2008].

Une seconde manière de réaliser ces capteurs de contact est d'utiliser des systèmes optiques. Ainsi, dans [Hristu 2000] et [Kolker 2016] des caméras sont considérées pour mesurer la position de marqueurs fixés à une membrane ou directement déterminer la déformation d'éléments souples, respectivement. Une autre solution est d'exploiter la réflexion d'un faisceau lumineux sur une surface souple réfléchissante pour réaliser une mesure d'intensité lumineuse comme proposé par la société *OptoForce*. Ce même principe a été utilisé en remplaçant le signal lumineux par un champ magnétique. Ainsi, dans [Chaturanga 2016] et [Paulino 2017] une structure souple contient un aimant permanent. Sa déformation est déterminée en mesurant la position de l'aimant grâce à des capteurs à effet Hall. Alternativement, des mesures de pressions peuvent être considérées comme dans [Choi 2017a]. Dans ce travail, un capteur composé d'une structure en silicone possédant trois cavités formant des chambres à air est exploité. Lorsqu'un effort est appliqué, le volume de ces chambres est modifié et des capteurs de pression permettent de mesurer ce changement (Fig. 6.6).

Enfin, une dernière approche intéressante pour améliorer la mesure du contact a été proposée dans [Babković 2012]. Dans ce travail, le transducteur est composé de deux ressorts assemblés en

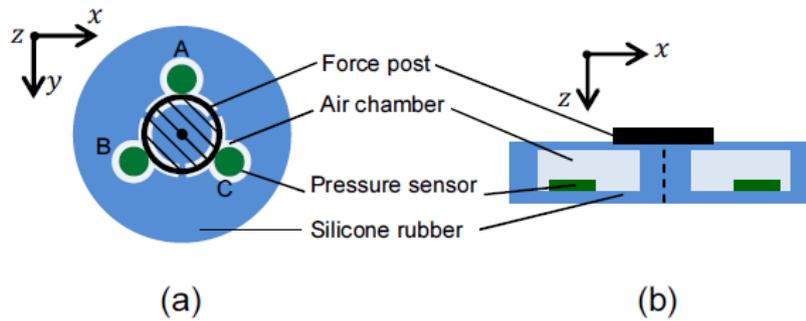


FIGURE 6.6 – Capteur de contact par mesures de pression [Choi 2017a].

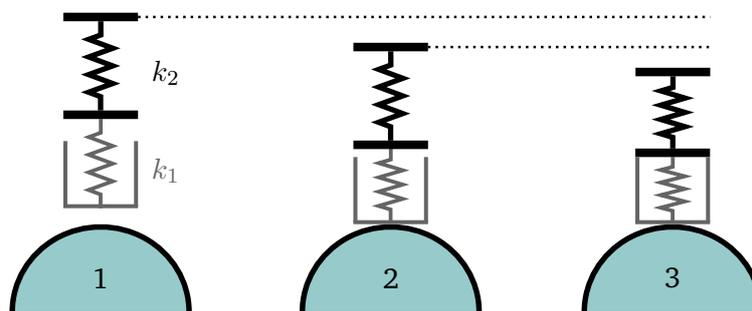
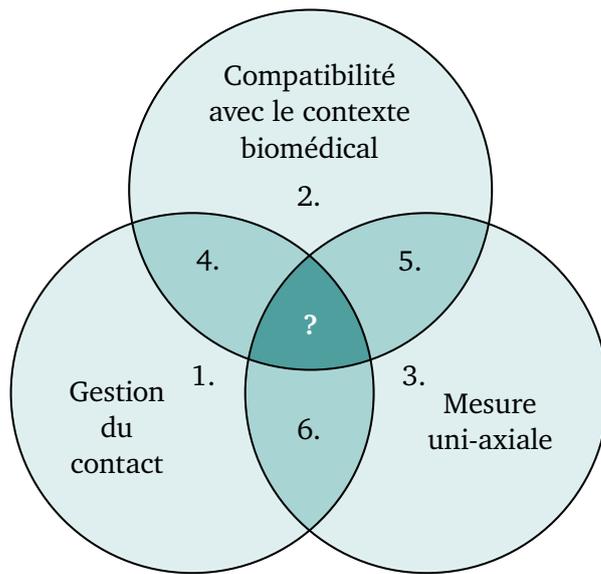


FIGURE 6.7 – Principe du capteur à raideur non-linéaire proposé dans [Babković 2012]. En 1, cas sans effort d'interaction. En 2, cas d'un effort faible : le ressort de raideur faible  $k_1$  contribue majoritairement. En 3, cas d'un effort important : le ressort de raideur  $k_1$  est en butée et le ressort de raideur  $k_2$  est sollicité.

série et possédant deux raideurs distinctes, formant un système à raideur non-linéaire. Lorsqu'un effort de faible intensité est appliqué, le ressort de plus petite raideur se déforme majoritairement. Lorsque l'effort augmente, ce ressort de faible raideur arrive en butée, et la raideur plus importante du second ressort prend alors le relais comme illustré en Fig. 6.7. Cette approche permet ainsi d'avoir de faibles efforts d'interactions et une sensibilité de mesure importante lors de la transition du contact, tout en garantissant une grande course de mesure d'effort.

### 6.1.3 Vers un nouveau capteur pour les applications biomédicales

Suite à cette étude de la littérature, nous pouvons conclure que les capteurs exploitant des fibres optiques ont fait leur preuve dans le contexte biomédical, et en particulier au sein d'un champ magnétique. Malheureusement, ces capteurs ne sont généralement pas adaptés à la mesure de la transition du contact avec une large compliance en ce point, et leur utilisation peut être également limitée par leur coût. Pour les capteurs dits de contact, l'utilisation d'un corps ou d'une peau souple implique qu'il est difficile d'isoler la mesure d'une seule composante d'effort sans influence des perturbations. L'approche par assemblage sériel de différents ressorts [Babković 2012] semble être une piste intéressante mais, comme le reste des capteurs présentés, ne permet pas d'avoir une compliance maximale lors de la transition du contact. En triant les travaux discutés jusqu'à présent en fonction des besoins exprimés, on distingue alors clairement le besoin d'un nouveau capteur d'effort, comme illustré en Fig. 6.8.



- [Chathuranga 2016]
1. [Hristu 2000]  
[Wettels 2008]
  2. [Riener 2005]
  3. Nombreux capteurs sur le marché comme le SCAIME 1107<sup>a</sup>
  4. [Choi 2017b]  
[Chung 2012]
  5. [Su 2011]
  6. [Babković 2012]

FIGURE 6.8 – Illustration du besoin de réalisation d'un nouveau capteur d'effort.

<sup>a</sup>. Capteur exploité lors de l'évaluation expérimentale en section 6.4.3.

Dans la suite de ce chapitre, la conception d'un nouveau capteur est par conséquent approfondie. Cette conception est proposée en trois phases. Dans les deux premières phases nous étudions comment développer et dimensionner le capteur désiré de manière générique. Lors de la première phase nous nous concentrons sur la réalisation du transducteur pour obtenir d'une part la compliance désirée et d'une autre une mesure uni-axiale tout en permettant une gamme de mesure fixée. La seconde phase est ensuite dédiée au développement de la cellule de mesure ayant une course de mesure suffisante et garantissant la robustesse désirée. Enfin, un capteur formé du transducteur ainsi que de la cellule de mesure développés est proposé, dimensionné pour la tâche de manipulation magnétique, et évalué lors de la troisième et dernière phase.

## 6.2 Conception d'un transducteur uni-axial à raideur quasi-nulle

On rappelle que nous souhaitons avoir une compliance maximale, soit en d'autres mots une raideur nulle, pour gérer la transition du contact, c'est-à-dire lorsque le capteur est au repos. D'autre part, pour pouvoir répondre aux besoins d'une application donnée, une course d'efforts mesurables désirée doit être obtenue. A partir de ces deux besoins, on construit la caractéristique désirée du capteur, c'est-à-dire le profil force-déplacement idéal. Les transducteurs sont usuellement conçus pour exploiter une zone de raideur linéaire  $k$  qui s'exprime grâce à la loi de Hooke comme

$$\delta f = k\delta x \tag{6.1}$$

avec  $\delta f$  un effort élémentaire et  $\delta x$  un déplacement élémentaire. Avoir une raideur  $k$  constante permet un étalonnage et une utilisation aisés du capteur. Cependant, avoir une valeur faible de la raideur au repos implique une valeur faible de  $k$ . En plus de ne pas pouvoir considérer le cas d'une raideur nulle en un point, le respect d'une course d'efforts désirée implique de grands déplacements, ce qui peut provoquer des problèmes de conception du transducteur, de mesure de la déformation et d'intégration du capteur. Une solution pour remédier à ce problème est de

considérer une raideur non-linéaire. Le profil force-déplacement idéal illustré en Fig. 6.9 peut alors être obtenu avec  $f_{max}$  la force maximale mesurable au déplacement maximal  $x_{max}$  désiré. De plus, nous considérons une mesure uni-axiale. La réalisation d'un guidage à raideur non-linéaire est donc tout d'abord investiguée.

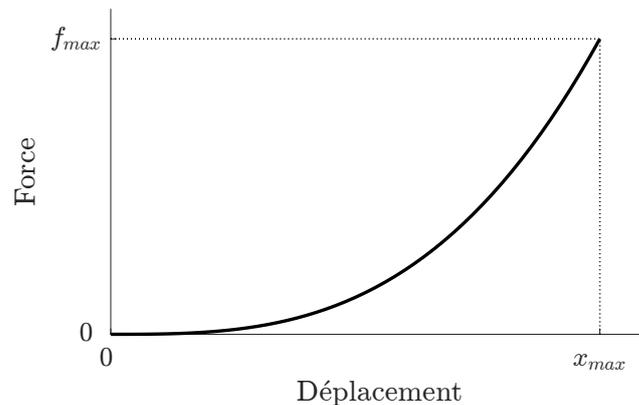


FIGURE 6.9 – Profil force-déplacement idéal désiré.

### 6.2.1 Conception d'un guidage à raideur non-linéaire

La réalisation de mécanismes à raideur non-linéaire prédéfinie a été considérée entre autres dans [Jutte 2008] où la topologie d'une lame flexible à raideur non-linéaire est déterminée, dans [Schepelmann 2014] où un système à came est exploité ou bien dans [Boehler 2015b] où les singularités parallèles d'un mécanisme sont considérées. En particulier, le mécanisme proposé dans [Boehler 2015b] permet d'obtenir la raideur au repos désirée. Ce mécanisme est illustré en Fig. 6.10. Lorsqu'il est en configuration A, une singularité parallèle est obtenue avec les bras AB et CD formant une droite. Un déplacement infinitésimal  $\delta x_1$  sur l'organe terminal n'engendre alors pas de déplacement  $\delta x_2$ . Le ressort n'est pas déformé et la raideur du mécanisme est alors nulle si les liaisons sont idéales, c'est-à-dire avec une raideur nulle et sans frottements. Néanmoins, lorsqu'il n'est plus dans cette configuration singulière comme en configuration B, un déplacement  $\delta x_2$  non nul peut être obtenu suite à un déplacement  $\delta x_1$ . Le ressort est alors comprimé, permettant d'obtenir une raideur non-linéaire comme désiré.

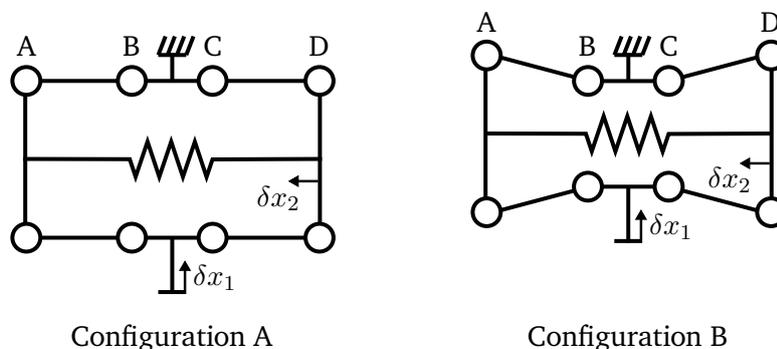


FIGURE 6.10 – Mécanisme exploitant une singularité parallèle.

Ce mécanisme et ce comportement sont bien connus dans la littérature, comme démontré par

leur exploitation pour la réalisation d'amplificateurs de mouvements, par exemple pour des actionneurs piézo-électriques [Liu 2014]. Dans ces travaux, un guidage linéaire suivant la direction du déplacement  $\delta x_1$  est en plus obtenu en ajoutant des mécanismes quatre barres comme illustré en Fig. 6.11. Cette solution semble alors remplir nos deux besoins de raideur nulle lors de la transition du contact et l'obtention d'une mesure uni-axiale. Par conséquent, il est sélectionné pour la réalisation du transducteur.

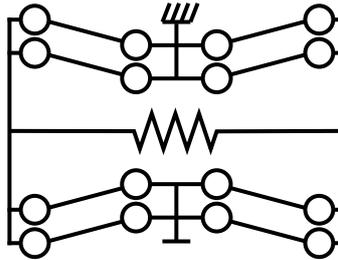


FIGURE 6.11 – Ajout de mécanismes quatre barres pour obtenir un guidage linéaire.

Les jeux mécaniques et les frottements pouvant être présents dans les liaisons sont néfastes pour les performances d'un capteur d'effort puisqu'ils introduisent des erreurs dans la conversion d'un déplacement en une force appliquée. Une solution pour remédier à ce problème est l'utilisation de liaisons compliantes [Henein 2000] que nous considérons ici. Le but d'une liaison compliante est d'exploiter la déformation d'un matériau dans son domaine élastique pour obtenir un mouvement prédéterminé. On retrouve ces liaisons compliantes dans certains objets de la vie courante comme par exemple des pinces illustrées en Fig. 6.12. Pour cela, des variations de géométrie sont utilisées, comme par exemple des réductions de section qui permettent de localiser et maîtriser la déformation. Les jeux mécaniques et frottements sont alors évités. En contrepartie, seules de faibles excursions de mouvement limitées par les contraintes admissibles dans le matériau sont disponibles. De plus, l'utilisation de liaisons compliantes implique la présence d'une raideur intrinsèque à ces dernières. Afin de déterminer l'impact des liaisons compliantes sur le comportement du transducteur, nous analysons le profil force-déplacement de ce dernier.



FIGURE 6.12 – Exemples de pinces exploitant des liaisons compliantes.

Deux méthodes d'analyse sont généralement considérées pour les mécanismes compliants. Tout d'abord, la méthode par éléments finis peut être utilisée. Cette méthode consiste en une discrétisation spatiale du mécanisme grâce à un maillage. Une formulation linéarisée du problème en chaque maille est ensuite déterminée pour obtenir un système d'équations à résoudre, permettant

de trouver une solution au système complet. Une seconde méthode dite à corps pseudo-rigides, ou PRBM de l'anglais *Pseudo-Rigid Body Method*, peut être considérée [Howell 2001]. Dans cette méthode, les liaisons compliantes sont remplacées par des corps rigides et des liaisons idéales qui sont montées en parallèle avec des ressorts linéaires. Par exemple, une liaison pivot compliante sera remplacée par une liaison pivot idéale en parallèle avec un ressort de torsion. Ici, la géométrie du mécanisme n'est pas encore fixée et un maillage ne peut alors pas être réalisé. La PRBM est donc premièrement considérée. Le transducteur est modélisé comme illustré en Fig. 6.13.

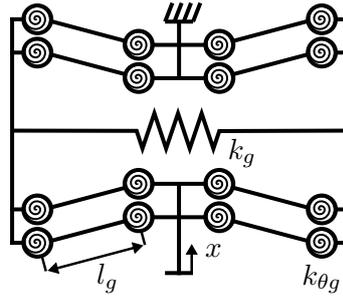


FIGURE 6.13 – Transducteur compliant modélisé grâce à la méthode par corps pseudo-rigides.

Nous déterminons ensuite le profil force-déplacement au niveau de l'organe terminal exprimé en Eq. (6.2). Le calcul complet est disponible en annexe E. On considère que l'état de repos du système, c'est-à-dire avec un déplacement nul  $x = 0$ , est identique à la Configuration A illustrée en Fig. 6.10 avec toutes les barres des mécanismes quatre barres qui sont parallèles. Dans cet état, la longueur du ressort est égale à sa longueur à vide. Aucune compression n'est donc obtenue au repos.

$$f_g(x) = \underbrace{xk_g \left( \frac{2l_g}{\sqrt{4l_g^2 - x^2}} - 1 \right)}_{\text{Effort appliqué par le guidage}} + \underbrace{16k_{\theta g} \frac{\sin^{-1} \left( \frac{x}{2l_g} \right)}{\sqrt{4l_g^2 - x^2}}}_{\text{Effort appliqué par les liaisons}} \quad (6.2)$$

avec  $x$  la position de l'effecteur,  $l_g$  la longueur des barres des mécanismes quatre barres,  $k_g$  la raideur du ressort et  $k_{\theta g}$  la raideur d'une liaison compliante, comme noté en Fig. 6.13. La raideur peut ensuite être exprimée en dérivant l'équation (6.2) par le déplacement  $x$ . On trouve alors :

$$k_{\text{guidage}}(x) = \frac{\partial f_g}{\partial x} = k_g \left( \frac{8l_g^3}{(4l_g^2 - x^2)^{3/2}} - 1 \right) + \frac{16k_{\theta g} \left( \sqrt{4l_g^2 - x^2} + y \arcsin \left( \frac{x}{2l_g} \right) \right)}{(4l_g^2 - x^2)^{3/2}} \quad (6.3)$$

Grâce à l'expression (6.3), on peut déterminer la raideur au repos, c'est-à-dire avec  $x = 0$ . On trouve alors  $k_{\text{guidage}}(x = 0) = 4k_{\theta g}/l_g^2$ . Par conséquent, lorsque des liaisons compliantes sont considérées, une raideur non nulle est obtenue et est directement proportionnelle à la raideur propre des liaisons. Cette raideur propre est fonction du matériau utilisé ainsi que de la géométrie exploitée et ne peut pas être évitée avec le système proposé. Ceci est en contradiction avec notre souhait de grande compliance lors du contact. Nous développons alors un système de compensation de la raideur au repos pour garantir une raideur minimale en ce point.

### 6.2.2 Compensation de la raideur au repos

Pour développer un dispositif permettant de compenser la raideur au repos, on s'intéresse aux mécanismes à raideur nulle. Trois familles de mécanismes peuvent être identifiées : les mécanismes balancés statiquement [Herder 2001, Morsch 2010], les mécanismes à force constante [Nahar 2003] et les mécanismes à raideur quasi-nulle [Carrella 2007]. Ces trois familles ne sont pas complètement distinctes. Les deux premières permettent d'obtenir une raideur nulle sur une plage de déplacement donnée. Cela signifie qu'un déplacement sur l'ensemble de la course est obtenu lorsqu'une force constante est appliquée, ce qui n'est évidemment pas souhaitable pour la mesure d'effort. Néanmoins, ils ont été utilisés pour réaliser des liaisons compliantes à raideur nulle [Morsch 2010]. Cependant, au vu du grand nombre de liaisons considérées dans le guidage proposé en section précédente, cela impliquerait des problèmes évidents d'intégration. Les mécanismes à raideur quasi-nulle, abrégés ici QZS de l'anglais *Quasi-Zero Stiffness*, permettent quant à eux de compenser la raideur d'un mécanisme et d'obtenir une raideur nulle en un seul point. Même si, à notre connaissance, les mécanismes à QZS n'ont jamais été considérés pour la mesure d'effort, ils ont tout de même fait l'objet de nombreuses études. Le principe de QZS a ainsi été étudié dans le cadre d'isolateurs passifs de vibrations afin d'abaisser la fréquence de coupure et augmenter la bande-passante de l'atténuation. La réalisation d'une QZS repose sur l'utilisation simultanée d'une raideur positive et d'une raideur négative. Lorsqu'un système est en équilibre instable, une faible perturbation l'écarte de ce point d'équilibre instable pour converger vers un point d'équilibre stable générant un mouvement dans le même sens que la perturbation. Cela génère alors la raideur dite négative. Pour illustrer cette notion, un système à ressorts obliques largement exploité dans la littérature [Cao 2006, Carrella 2007] est ici présenté. Il est affiché en Fig. 6.14.

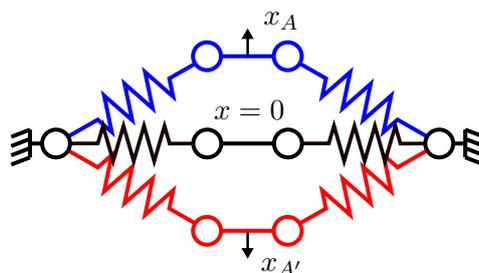


FIGURE 6.14 – Ressorts obliques pour obtenir une raideur négative. En bleu la configuration A, en rouge la configuration A' et en noir la configuration B.

Ce système est bistable et possède donc deux configurations d'équilibre stables en A et A'. Une configuration d'équilibre instable existe également en B. Dans cette configuration instable, les ressorts sont précontraints. Ainsi, si une perturbation  $x$  est appliquée suivant la verticale, alors le système va quitter l'équilibre instable pour converger vers l'un des équilibres stables. L'effort appliqué par les ressorts sur l'organe terminal en fonction du déplacement  $x$  est tracé en Fig. 6.15. L'organe terminal est la pièce attachée aux deux ressorts où est appliquée la perturbation. On voit alors qu'une raideur négative est bien obtenue lors d'un déplacement de la configuration B vers les configurations A ou A'.

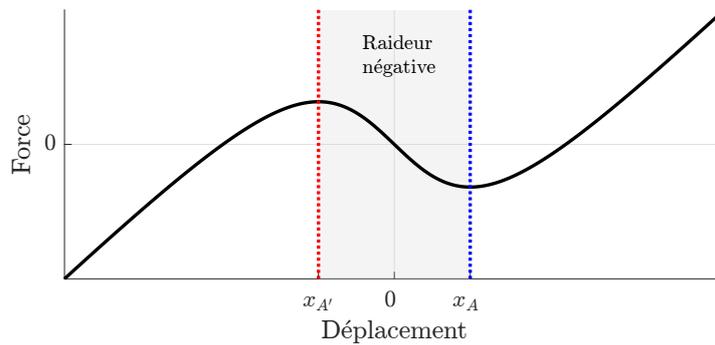


FIGURE 6.15 – Profil force-déplacement d'un système à ressorts obliques.

En pratique, on souhaite que la configuration B soit la configuration de fonctionnement du système et doit donc être stable. Pour garantir cette configuration stable tout en préservant la raideur négative, une raideur positive est généralement ajoutée comme illustré en Fig. 6.16 avec le ressort de raideur  $k_v$ . Outre l'utilisation de deux ressorts obliques, différentes solutions ont été proposées pour la réalisation d'une QZS. Dans [Fulcher 2014], une approche équivalente mais continue avec une poutre en flambage est considérée. Des systèmes exploitant des pantographes [Sun 2014, Sun 2015], des mécanismes inspirés des structures origamis [Ishida 2017] ou des aimants [Zhou 2017] ont également été discutés. L'utilisation de ressorts obliques a été éprouvée dans la littérature. De plus, de par leur faible nombre d'éléments et leur dimensionnement aisé, leur implémentation ne présente *a priori* pas de difficulté particulière. Nous choisissons donc cette solution pour réaliser la compensation de la raideur de notre transducteur. De manière analogue au guidage, nous souhaitons éviter les frottement et les jeux mécaniques pouvant dégrader le comportement obtenu. Les liaisons utilisées pour assembler les ressorts sont donc choisies compliantes. La PRBM est exploitée et le compensateur est présenté en Fig. 6.17.

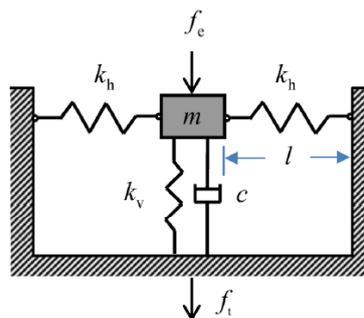


FIGURE 6.16 – Isolateur à ressorts obliques chargé [Abolfathi 2015].

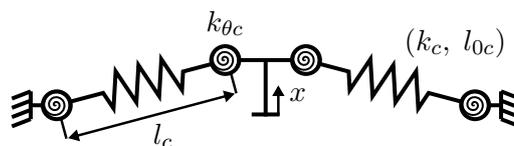


FIGURE 6.17 – Compensateur proposé pour le transducteur.

On note  $k_c$  la raideur des ressorts,  $l_{0c}$  leur longueur à vide et  $k_{\theta c}$  la raideur en torsion des liaisons

compliantes. Le profil force-déplacement s'exprime comme suit, le calcul complet étant disponible dans l'annexe E.

$$f_c(x) = -2xk_c \left( \frac{l_{0c}}{\sqrt{x^2 + l_c^2}} - 1 \right) + 4k_{\theta c} \frac{l_c \tan^{-1} \left( \frac{x}{l_c} \right)}{l_c^2 + x^2} \quad (6.4)$$

Nous avons désormais un guidage linéaire assurant l'obtention d'une mesure uni-axiale et un compensateur garantissant une raideur nulle lors de la transition du contact. Nous assemblons désormais ces deux éléments pour concevoir le transducteur du capteur. L'architecture finale du transducteur est affichée en Fig. 6.18 et son dimensionnement est maintenant approfondi.

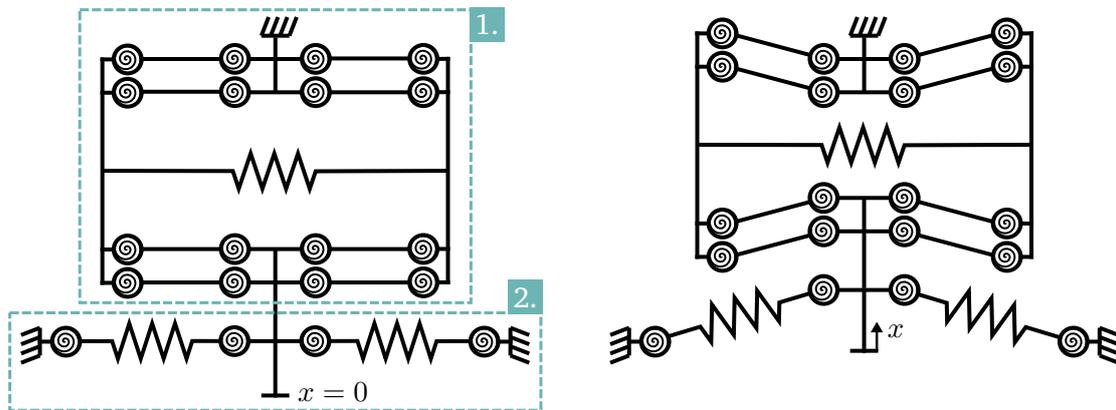


FIGURE 6.18 – Architecture proposée pour le transducteur, à gauche la configuration au repos, à droite lors d'un contact. En 1. le guidage et en 2. le compensateur proposés.

### 6.2.3 Dimensionnement

Dans cette section, nous proposons une méthode générique de dimensionnement du transducteur. Ainsi, à partir d'un besoin défini par un déplacement maximal  $x_{max}$  et d'un effort maximal mesurable  $f_{max}$ , nous proposons une démarche séquentielle pour sélectionner les paramètres du système et garantir le profil force-déplacement désiré. Les paramètres à sélectionner sont : le matériau du transducteur, les géométries des liaisons compliantes, les paramètres géométriques  $l_g$  et  $l_c$ , et enfin les paramètres des ressorts  $k_g$ ,  $k_c$  et  $l_{0c}$ .

**Étape 1 :** Tout d'abord, le matériau, les géométries des liaisons ainsi que les longueurs  $l_g$  et  $l_c$  doivent être simultanément sélectionnés pour respecter les contraintes admissibles dans le matériau pour le déplacement maximal  $x_{max}$  fixé. Cette étape peut être réalisée en exploitant les modèles simplifiés des liaisons compliantes proposés dans [Henein 2000] pour déterminer les courses admissibles des liaisons ou en implémentant une analyse par éléments finis. Une fois ces informations connues, les raideurs propres des liaisons compliantes  $k_{\theta g}$  et  $k_{\theta c}$  sont déterminées.

**Étape 2 :** A ce stade, nous avons trois paramètres à déterminer, soit  $k_g$ ,  $k_c$  et  $l_{0c}$ . Néanmoins, nous n'avons que deux contraintes à satisfaire, la raideur nulle en  $x = 0$  et l'effort  $f_{max}$  en  $x = x_{max}$ . Un degré de liberté dans le dimensionnement est donc disponible pour le concepteur. La gamme d'efforts mesurables dépend du ressort du guidage mais également du compensateur. Le concepteur doit alors choisir la contribution apportée par le ressort du guidage  $\alpha f_{max}$  avec

$\alpha \in ]0, 1[$ . Diminuer  $\alpha$  signifie réduire la contribution du ressort du guidage et donc sa raideur. Cela signifie également que la force appliquée par le compensateur en  $x_{max}$  doit être augmentée et son dimensionnement adapté. Cette liberté dans le choix du paramètre  $\alpha$  est donc d'intérêt puisqu'elle permet par exemple d'ajuster le dimensionnement des ressorts pour prévoir des problèmes de fabrication ou d'intégration. Une fois  $\alpha$  choisi, le ressort du guidage peut alors être dimensionné et la raideur  $k_g$  est déterminée grâce à l'équation (6.5), la fonction  $f_g(x)$  étant définie en Eq. (6.2). On rappelle que la longueur à vide  $l_{0g}$  du ressort du guidage doit être choisie pour obtenir une élongation nulle lors de la configuration au repos.

$$f_g(x_{max}) = \alpha f_{max} \quad (6.5)$$

**Étape 3 :** Il nous reste désormais deux paramètres à sélectionner qui sont les paramètres des ressorts du compensateur, c'est-à-dire la longueur à vide  $l_{0c}$  et la raideur  $k_c$ . Connaissant les longueurs  $l_g$  et  $l_c$  et les raideurs des liaisons compliantes, nous utilisons alors les deux contraintes garantissant le profil force-déplacement désiré, soit garantir la raideur nulle pour  $x = 0$  exprimée en Eq. (6.6), et garantir l'effort maximal mesurable en Eq. (6.7) pour finaliser le dimensionnement. La fonction  $f_c(x)$  est disponible en Eq. (6.4).

$$k_{guidage}(x = 0) + k_{comp}(x = 0) = 0 \implies k_c = \left( \frac{2k_g}{l_g^2} + \frac{2k_{\theta c}}{l_c^2} \right) \frac{l_c}{l_{0c} - l_c} \quad (6.6)$$

$$f_c(x_{max}) = (1 - \alpha) f_{max} \quad (6.7)$$

avec  $k_{comp} = \frac{\partial f_c}{\partial x}$ .

Dans cette section, nous avons proposé une architecture et une méthode de dimensionnement d'un transducteur. Ce transducteur permet alors d'obtenir la caractéristique de déplacement désirée et uni-axiale. Néanmoins, il est plan, et l'uni-axialité de la mesure est alors seulement garantie dans le plan. Désormais, nous nous concentrons sur la mesure de sa déformation et l'obtention d'une mesure uni-axiale dans l'espace avec le développement d'une cellule de mesure dédiée.

### 6.3 Développement d'une cellule optique de mesure dédiée

Nous avons vu en section 6.1.2.1 que les technologies par fibres optiques ont montré leur intérêt pour la réalisation de mesures d'effort dans un champ magnétique. Par conséquent, elles sont considérées ici.

#### 6.3.1 Intérêts d'une ligne optique pour la mesure de déplacement

Lors du développement du transducteur, l'obtention d'une mesure uni-axiale dans le plan a été garantie grâce à l'ajout d'un guidage linéaire. La direction hors plan n'est néanmoins pas contrainte et des déplacements parasites suivant cette direction peuvent alors se produire. Pour diminuer la sensibilité à ces perturbations trois solutions peuvent être considérées. Tout d'abord, nous pouvons accroître la raideur hors-plan en augmentant l'épaisseur du transducteur. Cela induit donc un capteur de plus grandes dimensions et de masse plus importante. D'autre part, la raideur

des liaisons compliantes dépend de leur épaisseur. Ainsi, bien que les ressorts du transducteur puissent être adaptés en conséquence grâce à la méthode de dimensionnement proposée, une raideur plus grande à compenser sera obtenue et une plus forte précontrainte du compensateur sera nécessaire. Par conséquent, une telle approche peut engendrer des complications pour la fabrication, l'implémentation et le réglage du transducteur. Une seconde solution est d'ajouter un second guidage linéaire perpendiculairement au premier. Cela implique néanmoins la fabrication très complexe d'un transducteur compliant, dans l'espace avec plusieurs éléments précontraints. Enfin, une dernière solution est d'exploiter une cellule de mesure à sensibilité anisotrope, c'est-à-dire avec une haute sensibilité suivant la direction de mesure désirée et une faible sensibilité suivant la direction normale au plan du transducteur. Cette troisième solution nous semble à ce stade la plus prometteuse et est considérée dans la suite.

Une solution pour réaliser cette anisotropie est de considérer une mesure exploitant la modulation d'intensité lumineuse. Lorsqu'une simple fibre émettrice est utilisée, un point lumineux est obtenu et un déplacement relatif de la fibre réceptrice par rapport à l'émettrice peut par exemple provoquer les variations de l'intensité lumineuse illustrées en Fig. 6.19. Afin d'obtenir l'anisotropie désirée, une variation d'intensité nulle suivant l'un des axes, par exemple  $y$ , et non nulle suivant le second, par exemple  $x$ , doit être obtenue. Comme illustré en Fig. 6.20, cela peut être réalisé grâce à une ligne optique colinéaire avec l'axe  $y$  et possédant une variation d'intensité suivant  $x$ . Une variation de la position du point de mesure le long de  $y$  ne modifie alors pas la mesure réalisée. Ce principe peut alors être utilisé pour supprimer la sensibilité hors plan du capteur grâce à l'intégration de la ligne sur le transducteur comme proposée en Fig. 6.21.

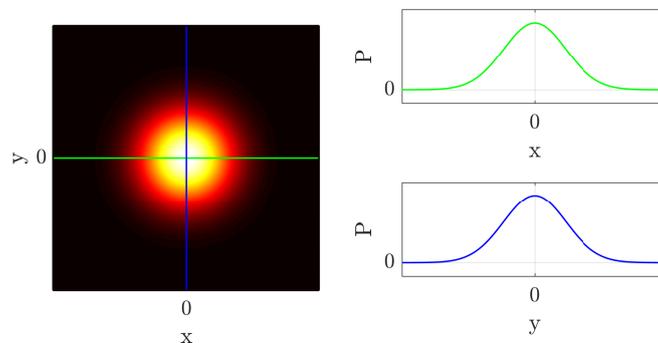


FIGURE 6.19 – Exemple de profils de puissance lumineuse attendus pour un point lumineux.

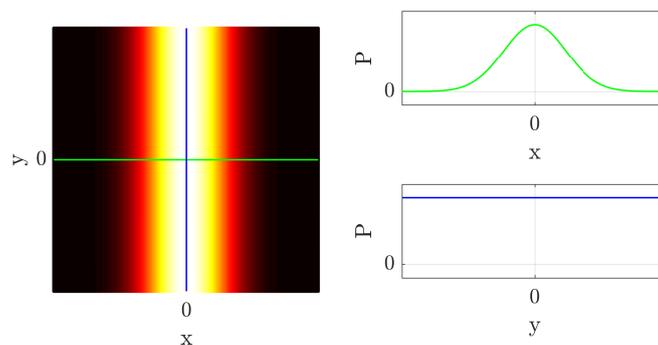


FIGURE 6.20 – Exemple de profils de puissance lumineuse attendus pour une ligne lumineuse.

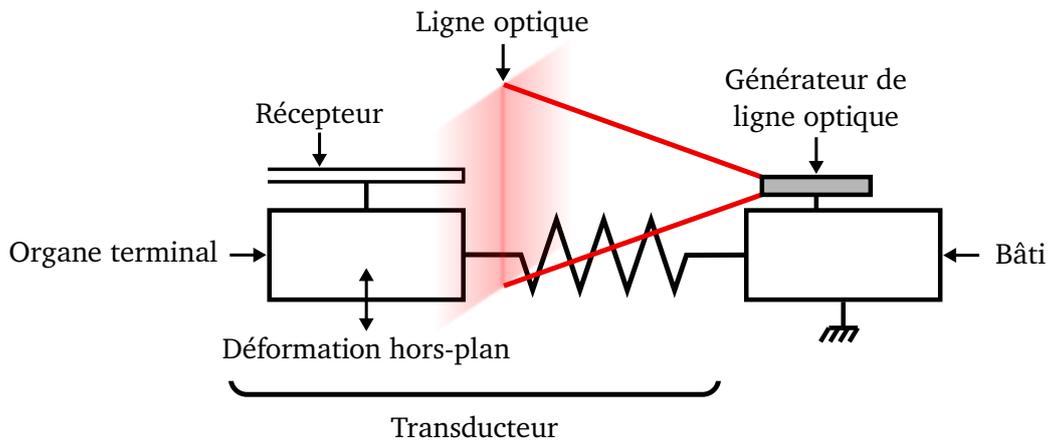


FIGURE 6.21 – Représentation schématique de l'installation d'une ligne optique pour la gestion des déformations hors-plan.

### 6.3.2 Génération d'une ligne optique

Des composants optiques conventionnels peuvent être considérés pour générer une ligne optique. Néanmoins, une telle approche nécessite de multiples éléments et impose des contraintes géométriques [Laskin 2013], ce qui n'est pas en faveur de l'intégration. De plus, une telle approche peut être coûteuse. Alternativement, suite à des études préliminaires conduites dans [Viot 2017], il a été montré qu'une ligne optique peut être générée grâce à un faisceau laser et une pièce réalisée par fabrication additive. Cette pièce agit comme un composant de mise en forme du faisceau laser et est appelée dans la suite la génératrice. Elle est fabriquée en VeroClear, un polymère transparent, grâce au processus Polyjet (Stratasys Ltd, EUA). Elle a des dimensions de  $6 \times 6 \times 4 \text{ mm}^3$  et est présentée en Fig. 6.22.

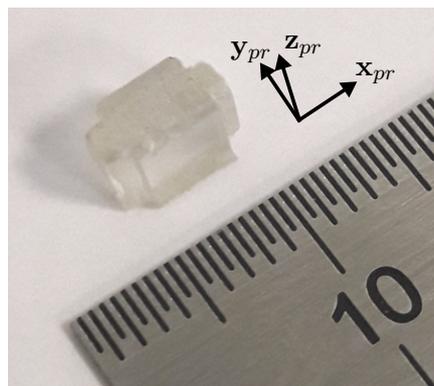


FIGURE 6.22 – Génératrice imprimée en polymère transparent.

Pour générer la ligne, le faisceau laser doit pénétrer la pièce orthogonalement au plan d'impression ( $O_{pr}, x_{pr}, z_{pr}$ ), le repère  $R_{pr}$  étant coïncident avec les axes machines de l'imprimante, une Connex 350 (Stratasys Ltd, EUA) étant utilisée ici. Les différentes couches effectuées pour fabriquer la génératrice sont normales à l'axe  $z_{pr}$ . Le principe de génération de la ligne est illustré en Fig. 6.23. Une ligne optique d'intérêt pour la cellule de mesure désirée est alors obtenue. De plus, la génératrice proposée permet de s'affranchir des problématiques d'intégration grâce à ses faibles dimensions et de coût grâce à sa production simple et peu coûteuse. Il est aujourd'hui encore

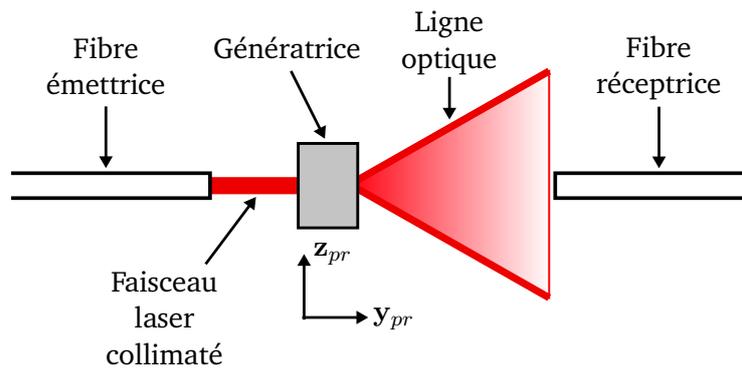


FIGURE 6.23 – Schéma de principe de la génération de ligne grâce à la génératrice proposée.

difficile d'expliquer comment la génératrice met en forme le faisceau laser en une ligne optique, les phénomènes physiques mis en jeu n'ayant pas tous été identifiés. Dans la suite de ce travail, nous n'approfondissons pas cette étude pour nous focaliser sur l'évaluation et l'exploitation de la ligne optique obtenue.

### 6.3.3 Évaluation expérimentale

Dans cette évaluation expérimentale, nous cherchons à caractériser la cellule de mesure. Nous souhaitons alors évaluer la répartition lumineuse de la ligne optique. Pour cette première étude, nous ne souhaitons pas réaliser une caractérisation complète de la répartition lumineuse dans l'espace, mais déterminer si les performances de la cellule de mesure peuvent répondre au besoin exprimé. Par conséquent, le réglage optimal de la mesure n'est pas recherché.

Pour cartographier la répartition de l'intensité lumineuse de la ligne optique, le faisceau lumineux est acheminé jusqu'à la génératrice grâce à une fibre émettrice. Une fibre réceptrice est placée à une distance  $d$  de la génératrice et est déplacée perpendiculairement à l'axe  $y_{pr}$  (Fig. 6.23) selon une grille prédéfinie. Pour générer le faisceau laser, une diode laser VCSEL OPV314AT de longueur d'onde 850 nm et de puissance 600  $\mu$ W alimentée en 5 V 7 mA par un générateur VCSEL THORLABS LDC202B est utilisée. La fibre émettrice possède un cœur de 125  $\mu$ m et une lentille, appelée une SELFOC, est montée à son extrémité pour collimater le faisceau. La fibre réceptrice possède quant à elle un cœur de 600  $\mu$ m. Enfin, la mesure est effectuée par une mesure de puissance lumineuse grâce à un puissance mètre UDT 550 réglé pour une résolution de 0.01 dBm. Le dBm est une unité définie par le rapport de la puissance mesurée en dB par rapport à 1 mW. Le déplacement de la fibre réceptrice est réalisé grâce à deux platines de translation formant une table xy de résolution 10  $\mu$ m. La position de la fibre réceptrice est ajustée manuellement en utilisant ces éléments de réglages. Les différents éléments sont alignés sur un guide linéaire permettant également de régler la longueur  $d$ . La plateforme expérimentale est présentée en Fig. 6.24.

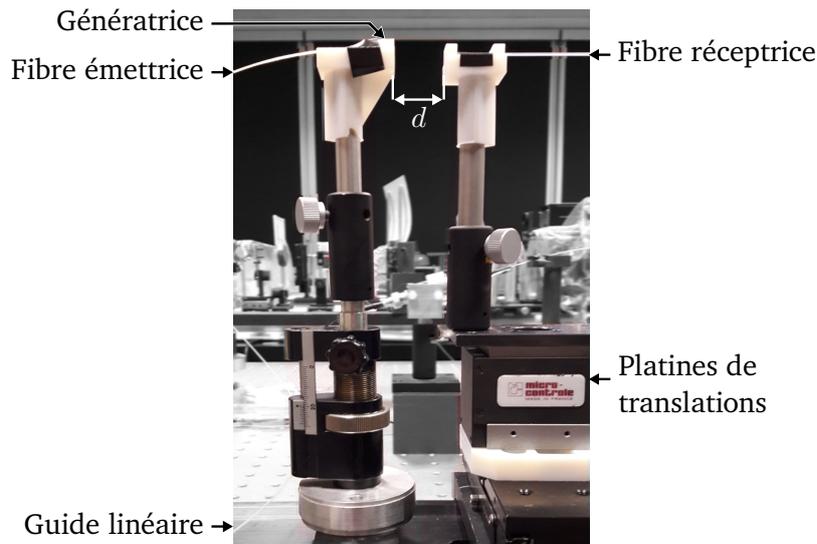


FIGURE 6.24 – Plateforme exploitée pour la caractérisation de la ligne optique.

L'étude de la ligne est réalisée en plusieurs étapes. Tout d'abord, l'alignement des fibres est ajusté et l'origine du repère des grilles de mesure est déterminé. Pour cela, la génératrice n'est pas utilisée, et un balayage avec la fibre réceptrice est réalisé tout en mesurant la puissance lumineuse reçue. La mesure maximale obtenue correspond alors à l'alignement recherché.

Ensuite, la distance  $d$  est choisie. Pour avoir une première idée de la forme de la ligne et choisir une distance  $d$  appropriée, plusieurs ensembles de mesures sont effectués avec  $d = \{4, 50, 70\}$  mm. Les résultats montrent qu'une distance de 4 mm est trop faible pour visualiser clairement une ligne. Pour les distances de 50 et 70 mm une ligne optique est observée. Néanmoins, de plus faibles intensités lumineuses sont obtenues pour 70 mm, une distance  $d = 50$  mm est donc retenue pour notre évaluation. La forme du signal lumineux obtenue sans et avec génératrice pour la distance  $d$  choisie est affichée en Fig. 6.25.

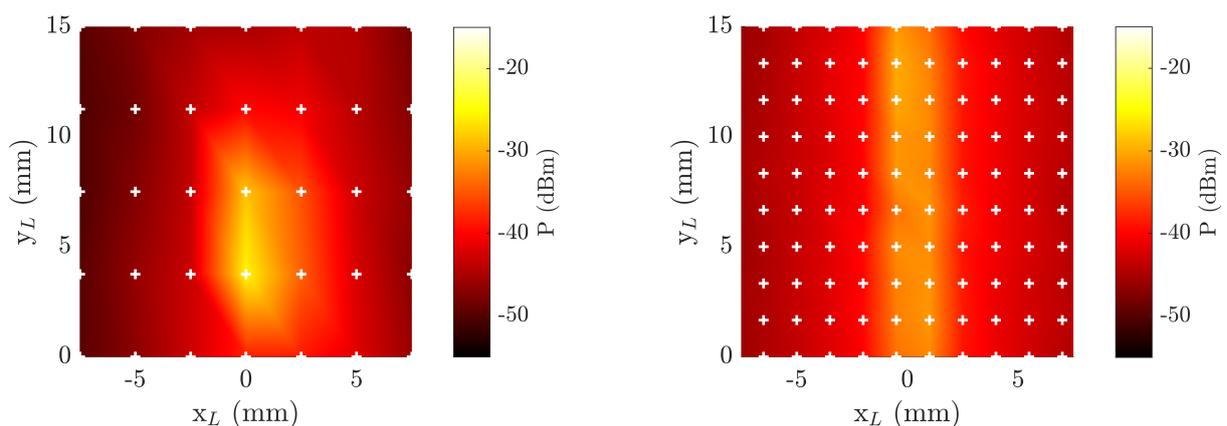


FIGURE 6.25 – Répartition de la puissance lumineuse en dBm à gauche sans génératrice et à droite avec génératrice. La grille de mesure est représentée par des croix blanches. Les valeurs entre deux points mesurés sont déterminés par interpolation linéaire.

Tout d'abord, on observe clairement, que la génératrice permet de générer une ligne optique. De plus, on remarque que le faisceau en sortie de la SELFOC n'est pas un disque comme on

pourrait s'y attendre. Cette forme est d'une part due à la discrétisation choisie pour la grille de mesure. D'autre part, une analyse approfondie de ce signal et de la fibre optique a montré que cela peut être également causé par une dégradation ou un mauvais collage de la SELFOC. Cette imperfection n'est néanmoins pas critique ici, puisque la ligne optique obtenue est quant à elle de la forme recherchée.

Pour déterminer si la ligne obtenue permet la mesure anisotrope désirée, les gradients suivant les directions colinéaire et normale à la ligne, respectivement  $y_L$  et  $x_L$ , sont calculés. Le gradient suivant  $y_L$  permet alors de quantifier les variations de puissance lumineuse le long de la ligne, voulues minimales, et le gradient suivant  $x_L$  de déterminer le profil de variation de puissance lumineuse obtenu. Ces deux gradients sont affichés en Fig. 6.26.

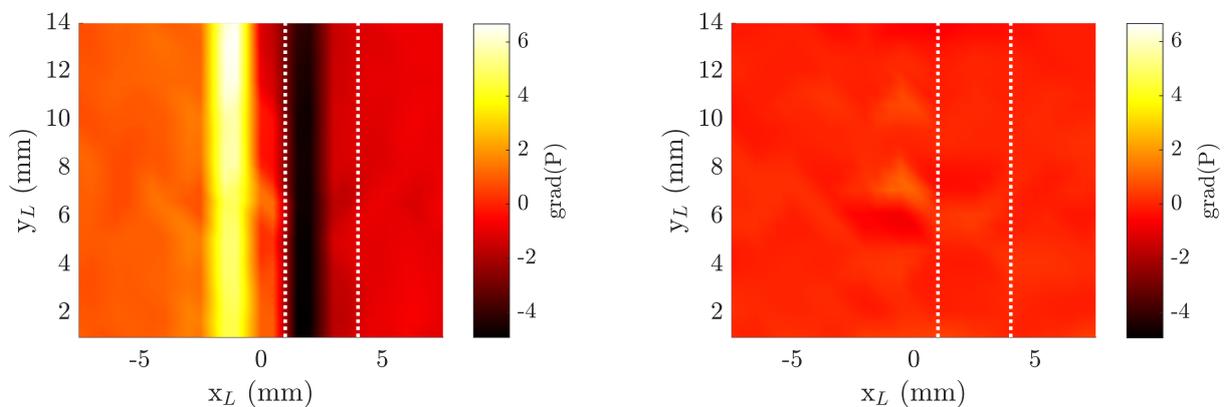


FIGURE 6.26 – Gradients de la puissance lumineuse émise par la ligne optique obtenue avec la génératrice suivant  $x_L$  à gauche et  $y_L$  à droite. Les lignes blanches en pointillés délimitent la zone de la ligne sélectionnée pour la mesure.

Ces résultats montrent qu'une variation importante de la puissance lumineuse suivant  $x_L$  peut être obtenue. On remarque également que les variations de puissance lumineuse suivant  $y_L$  sont faibles en comparaison. Néanmoins, on remarque qu'aux points culminants de la ligne, c'est-à-dire proche de  $x = 0$ , des zones de variations suivant  $y_L$  non négligeables sont obtenues. Ce phénomène traduit une structure plus complexe qu'une simple ligne. Cependant, des portions de la ligne restent d'intérêt pour le besoin exprimé avec de faibles variations suivant  $y_L$ . En particulier, nous choisissons la portion de ligne de largeur 3 mm avec  $x_L \in [1, 4]$  mm (voir Fig. 6.26) qui permet de minimiser les variations suivant  $y_L$  tout en garantissant une large variation monotone suivant  $x_L$  pour la mesure. Cette portion choisie montre donc que la génératrice réalisée par fabrication additive est bel et bien une solution pertinente pour réaliser des mesures de déplacement anisotropes. Les deux éléments constitutifs du capteur d'effort, c'est-à-dire le transducteur et la cellule de mesure, sont sélectionnés. Ils sont désormais couplés pour réaliser le capteur.

### 6.4 Évaluation d'un nouveau capteur d'effort pour les applications biomédicales

Dans la section précédente, l'analyse de la ligne optique a permis de déterminer une excursion de mesure de 3 mm. Cette distance est alors choisie pour la déformation maximale du transducteur. La gamme d'efforts mesurables a quant à elle été définie en section 6.1.1.1 avec des valeurs allant

de 0 à 3 N. En utilisant ces valeurs, le transducteur est alors tout d'abord dimensionné et fabriqué, puis le capteur est assemblé et évalué.

### 6.4.1 Dimensionnement et fabrication du transducteur

Pour dimensionner le transducteur, nous suivons la procédure proposée en section 6.2.3. Tout d'abord, les géométries des liaisons pivots compliantes du guidage et du compensateur sont déterminées. Des lames déformables comme exploitées dans [Boehler 2015b] pourraient être choisies. Toutefois, afin de limiter les modifications des longueurs  $l_g$  (Fig. 6.13) et  $l_c$  (Fig. 6.17) dues à la déformation du matériau, nous considérons des liaisons à déformation localisée. Pour sa facilité de fabrication et sa large utilisation dans les mécanismes compliants, nous choisissons la liaison à col circulaire [Henein 2000]. Cette géométrie de liaison est représentée en Fig. 6.27.

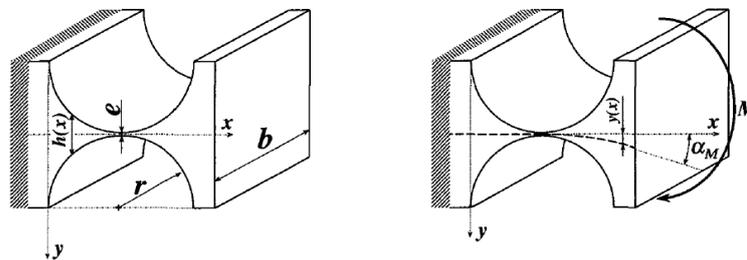


FIGURE 6.27 – Liaison à col circulaire avec  $e$  l'épaisseur de la réduction de section,  $r$  le rayon de l'encoche et  $b$  la largeur de la section de poutre [Henein 2000].

On désire également réaliser les ressorts de manière monolithique via des mécanismes compliants pour minimiser le nombre de phases d'assemblage et les erreurs pouvant être induites. L'utilisation de lames compliantes est un moyen simple et éprouvé pour obtenir une raideur désirée. Afin de diminuer les contraintes dans le matériau, deux lames simples sont utilisées pour former une table à deux lames parallèles comme illustré en Fig. 6.28. Lorsqu'un déplacement  $x$  est appliqué à cette table, une force  $f$  et un moment  $m$  sont générés. Cependant, les ressorts désirés doivent générer une force strictement axiale. Une seconde table placée symétriquement par rapport à l'axe désiré du ressort est donc ajoutée afin d'obtenir le comportement voulu. La géométrie finale est affichée en Fig. 6.28 à droite. On note  $b$  la largeur de la lame,  $l$  sa longueur et  $h$  son épaisseur.

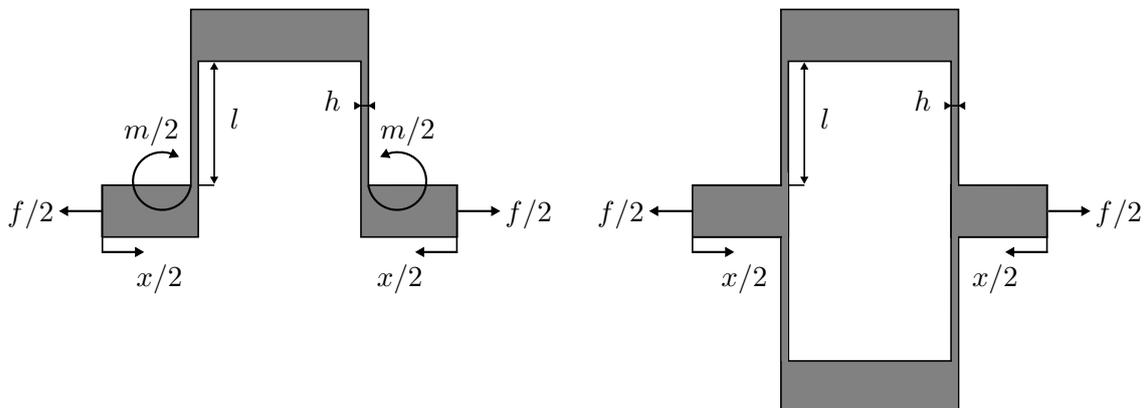


FIGURE 6.28 – Représentation de la table à 2 lames parallèles à gauche et du ressort proposé à droite.

## Chapitre 6. Gestion du contact et mesure d'effort

Pour réaliser une mesure d'effort fiable, nous souhaitons nous affranchir de phénomènes mécaniques indésirables tels que la relaxation, où l'effort appliqué par le mécanisme diminue avec le temps pour une configuration fixée. Nous considérons donc des matériaux où ces phénomènes sont limités. Il est à noter que ce comportement peut être compensé [Kumar 2016], mais au prix d'une implémentation numérique rendant plus complexe le traitement de la mesure. En particulier, les alliages d'aluminium possèdent une limite élastique haute, ce qui est d'intérêt pour l'amplitude de mouvement des liaisons compliantes. En pratique, nous avons choisi l'alliage d'aluminium 7075-T6 pour son utilisation dans le domaine biomédical. Son module d'Young est  $E \approx 71.7$  GPa et sa limite d'élasticité est  $\sigma_{lim} \approx 462$  MPa<sup>1</sup>.

Pour son faible coût et sa disponibilité, le fraisage est considéré pour la fabrication du transducteur. La sélection de ce procédé de fabrication implique plusieurs contraintes récapitulées en Fig. 6.29 où le transducteur usiné est présenté. Tout d'abord, des liaisons compliantes sont utilisées et les parties mobiles du mécanisme peuvent alors vibrer lors de l'usinage. Pour éviter cela, elles doivent être fixées à une plaque dite martyr. Chaque élément doit donc pouvoir accueillir une ou plusieurs vis à cet effet. D'autre part, toutes les géométries doivent pouvoir être réalisables avec les fraises disponibles. Des congés doivent donc être ajoutés à chaque angle droit intérieur et un espacement minimal entre deux éléments doit être assuré pour le passage de l'outil. Enfin, pour simplifier l'usinage et permettre l'application de la précontrainte nécessaire au compensateur, ce dernier et le guidage sont usinés séparément et sont assemblés *a posteriori*.

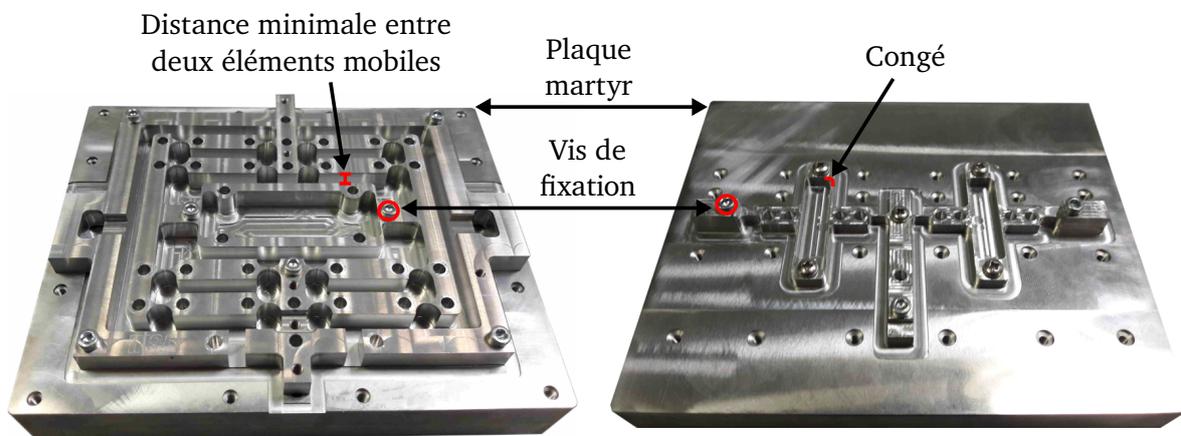


FIGURE 6.29 – Le guidage à gauche et le compensateur à droite fixés à leur plaque martyr, et identification des contraintes de fabrication.

Le matériau, les contraintes dimensionnelles pour l'usinage du transducteur et les géométries des liaisons sont désormais connues. Grâce aux modèles simplifiés disponibles dans [Henein 2000] et un processus itératif d'essais-erreurs, les dimensions des liaisons à col circulaire du guidage ainsi que du compensateur sont choisies simultanément avec les longueurs  $l_g$  et  $l_c$ . On trouve ainsi  $l_g = 30$  mm et  $l_c = 40$  mm. Les géométries des liaisons sont illustrées en Fig. 6.30 et les dimensions choisies sont récapitulées en Tab. 6.1. Deux géométries distinctes sont utilisées pour les liaisons du guidage et celles du compensateur afin de pouvoir respecter les contraintes admissibles dans le

1. Données provenant de <http://www.matweb.com/>

matériau et les contraintes d'intégration. Les valeurs des raideurs de ces liaisons sont déterminées par une analyse par éléments finis. Cette analyse est réalisée avec le logiciel Creo/Simulate (PTC, EUA). On trouve  $k_{\theta_g} = 7.82 \times 10^{-2}$  Nm/rad et  $k_{\theta_c} = 1.02 \times 10^{-1}$  Nm/rad.

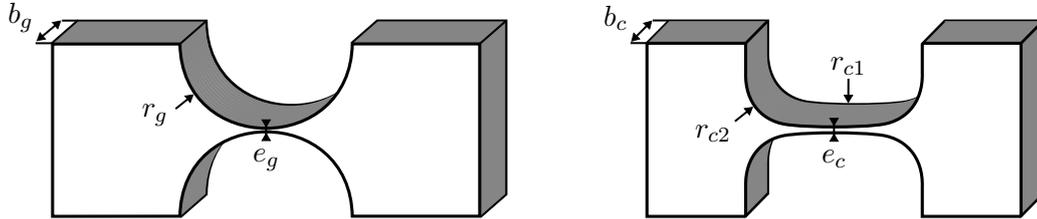


FIGURE 6.30 – Géométries des liaisons pivots du guidage (gauche) et du compensateur (droite).

Liaisons du guidage		Liaisons du compensateur	
$e_g$	0.1 mm	$e_c$	0.1 mm
$b_g$	8 mm	$b_c$	4 mm
$r_g$	3.5 mm	$r_{c1}$	15 mm
		$r_{c2}$	2 mm

Tableau 6.1 – Valeurs des paramètres géométriques des liaisons pivots.

La contribution de chaque ressort est maintenant sélectionnée. Suite à différents essais, nous choisissons une contribution de 2.5 N appliquée par le guidage, soit  $\alpha = 0.83$ . Nous déterminons ensuite les paramètres des ressorts avec  $k_g = 6.65 \times 10^5$  N/m,  $k_c = 2.30 \times 10^4$  N/m et  $l_{0c} = 40.58$  mm. Afin de concevoir ces ressorts, un dimensionnement préliminaire des lames compliantes est tout d'abord réalisé en utilisant des modèles simplifiés [Howell 2001]. On trouve alors les valeurs présentées en Tab. 6.2, les notations sont définies en Fig. 6.28.

Ressort du guidage		Ressorts du compensateur	
$h_g$	0.2 mm	$h_c$	0.2 mm
$b_g$	8 mm	$b_c$	4 mm
$l_g$	6.67 mm	$l_c$	40 mm

Tableau 6.2 – Valeurs des paramètres géométriques des ressorts.

Les contraintes induites par le procédé de fabrication, en particulier l'ajout de congés et d'arrondis qui modifient les géométries considérées lors de l'écriture de ces modèles, impliquent des erreurs. Une étape de réglage fin avec une analyse par éléments finis est alors considérée pour ajuster les géométries. L'évaluation du transducteur est effectuée grâce à l'analyse séparée du guidage et du compensateur. Le comportement global est ensuite déterminé par addition des profils force-déplacement obtenus. Les résultats sont affichés en Fig. 6.31. Avant réglage fin des paramètres, l'impact du compensateur est clairement visible et permet d'obtenir la propriété de raideur quasi-nulle désirée. Cependant, l'excursion de mesure n'est pas respectée. Pour régler la force maximale mesurable en 3 mm de course, on ajuste la géométrie des ressorts avec une modification de la longueur des lames du ressort du guidage de 6.67 mm à 5.95 mm et une modification de  $l_c$  de 40 mm à 40.25 mm. Ces ajustements sont de faibles amplitudes et montrent que le comportement

du transducteur est très sensible aux variations des paramètres des ressorts. Le profil ajusté est affiché en trait plein bleu en Fig. 6.31 et l'analyse par éléments finis montre que le comportement désiré est respecté. De plus, les analyses par éléments finis permettent de vérifier qu'une contrainte de Von Mises maximale de 321 MPa est obtenue pour l'ensemble du mécanisme, ce qui respecte les contraintes admissibles de 462 MPa du matériau choisi.

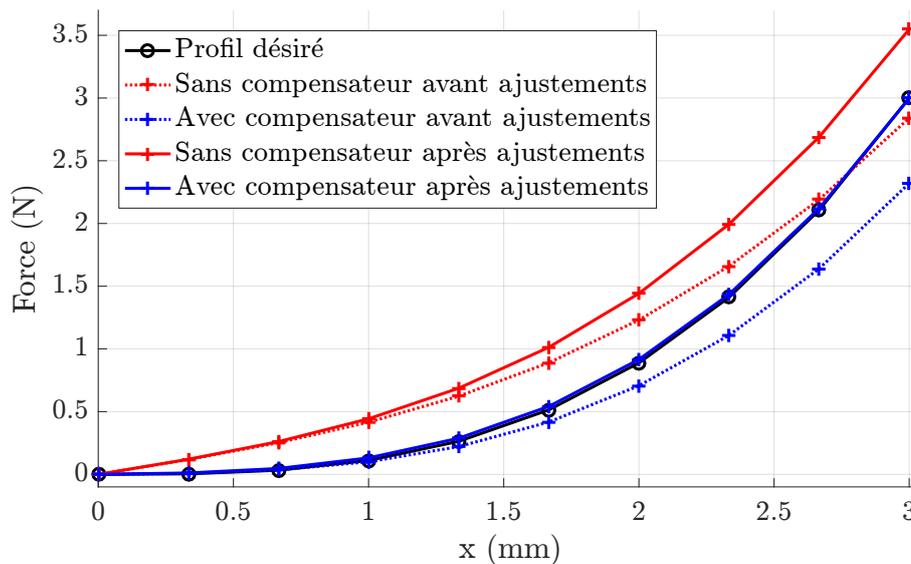


FIGURE 6.31 – Profils force-déplacement obtenus par analyse par éléments finis.

### 6.4.2 Assemblage du capteur

Le capteur est réalisé par le couplage du transducteur et de la cellule de mesure qui ont tous les deux des profils non-linéaires en fonction du déplacement. Une grande sensibilité au moment de la transition du contact est souhaitée. Nous proposons alors de maximiser la sensibilité du capteur au repos en exploitant en ce point les zones de fortes variations d'intensité lumineuse et déformation. De plus, nous voulons exploiter la ligne optique pour découpler les mesures désirées suivant l'axe du capteur et les mesures parasites hors plan. La fibre réceptrice est installée sur l'organe terminal du capteur, soit la partie mobile lors d'un contact. La fibre émettrice et la génératrice sont quant à elles assemblées sur le bâti afin d'assurer l'orthogonalité du plan de la ligne avec le plan du capteur. La vue éclatée du capteur en Fig. 6.32 récapitule les différents éléments et leur assemblage. Le capteur final assemblé est présenté en Fig. 6.33 et est compris dans un pavé de 140 mm de largeur, 110 mm de hauteur et 20 mm d'épaisseur. Pour appliquer la précontrainte sans endommager le dispositif, une pièce dédiée est fabriquée et illustrée en Fig. 6.34. Elle permet, par le biais de vis, de comprimer le compensateur avant de l'emboîter dans des rainures de part et d'autre du guidage prévues à cet effet. L'ensemble est enfin fixé grâce à une vis. Nous disposons ainsi d'un nouveau capteur d'effort qu'il s'agit d'évaluer.

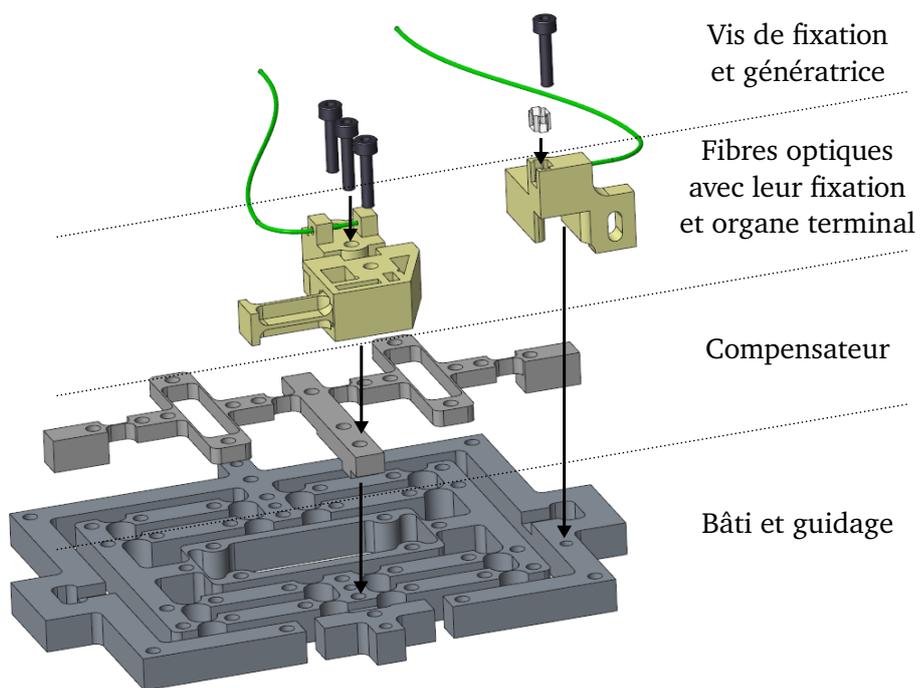


FIGURE 6.32 – Vue éclatée du capteur.

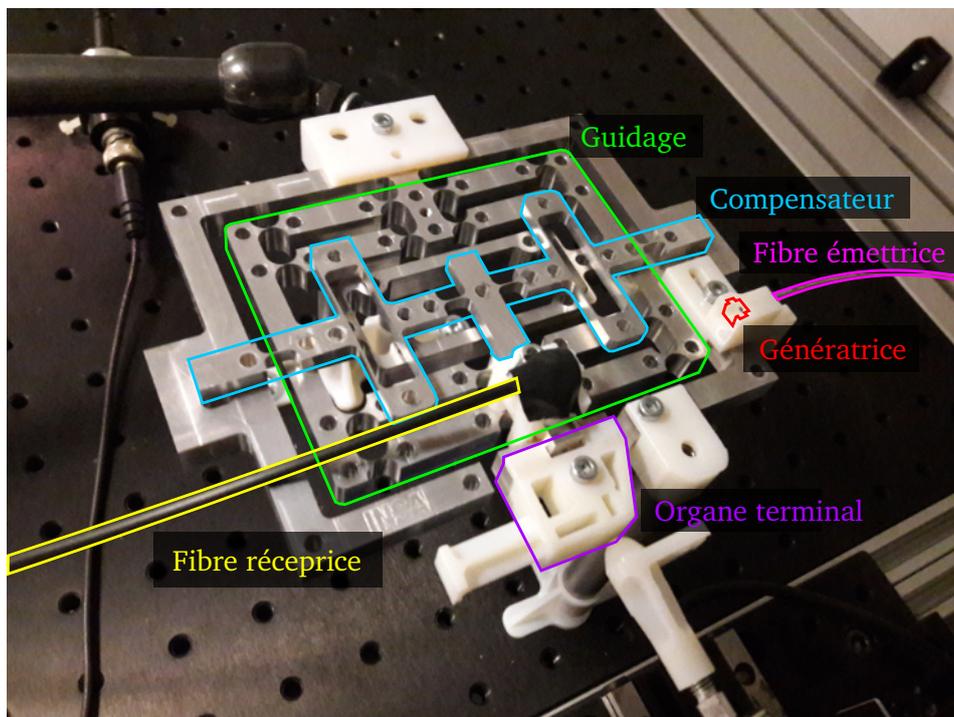


FIGURE 6.33 – Capteur assemblé.

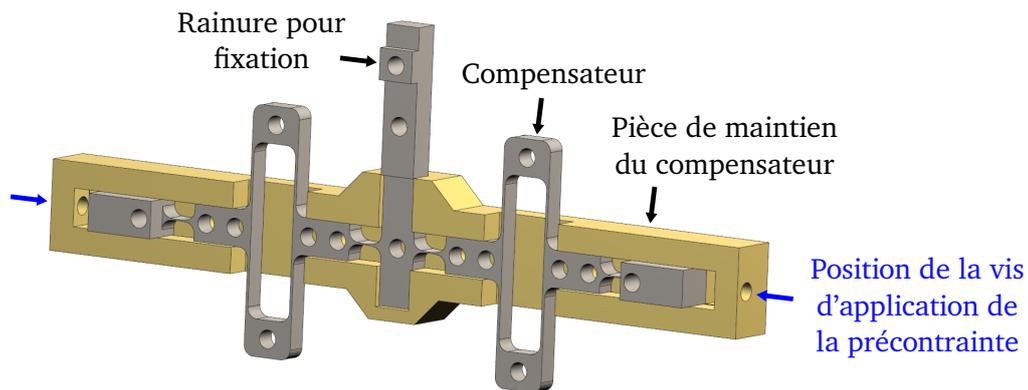


FIGURE 6.34 – Pièce d'application de la précontrainte du compensateur.

### 6.4.3 Évaluation expérimentale

L'évaluation expérimentale est proposée en plusieurs étapes. Tout d'abord, le profil de la mesure de déplacement fournie par la cellule optique et le profil force-déplacement du transducteur sont déterminés. Suite à cela, la mesure d'effort exploitant le couplage du transducteur avec la cellule de mesure est évaluée. Enfin, la sensibilité aux perturbations hors-axe est discutée.

#### 6.4.3.1 Évaluation de la mesure de déplacement

La fabrication et les phases d'assemblage du capteur induisent des incertitudes sur les dimensions géométriques. De plus suite à l'intégration de tous les composants, la distance  $d$  séparant la génératrice de la fibre réceptrice a été légèrement modifiée avec une valeur de 41 mm sur le capteur fabriqué contre 50 mm lors de l'évaluation de la ligne optique. Par conséquent, nous cherchons à identifier le profil d'intensité lumineuse obtenu lors d'un déplacement de l'organe terminal une fois l'assemblage réalisé. Pour ne pas limiter les déplacements de la fibre à cause des contraintes d'efforts maximales autorisées dans les liaisons du transducteur, nous considérons que la fibre réceptrice est fixe et que la fibre émettrice est mobile. Pour cela, une translation de cette dernière suivant la direction de mesure est réalisée grâce à une table xy. Pour la mesure de la puissance lumineuse, le même matériel que lors de l'identification de la ligne optique est exploité. Ce matériel ne permet pas de réaliser des mesures à haute fréquence. Toutes les mesures expérimentales réalisées dans cette section sont donc effectuées avec des mouvements lents. Le profil de puissance lumineuse obtenu dans la direction de mesure est affiché en Fig. 6.35. Ces mesures sont obtenues avec une dispersion moyenne sur l'ensemble de la course de moins de  $0.012 \mu\text{W}$ . Le plus fort gradient de puissance lumineuse est obtenu là où la courbe est la plus pentue, c'est-à-dire entre 2 et 3 mm. La fibre émettrice est positionnée en conséquence pour profiter de la haute sensibilité obtenue et une course de mesure de 3 mm comme identifiée en section 6.3.3 peut être exploitée. La portion exploitée est illustrée en Fig. 6.35.

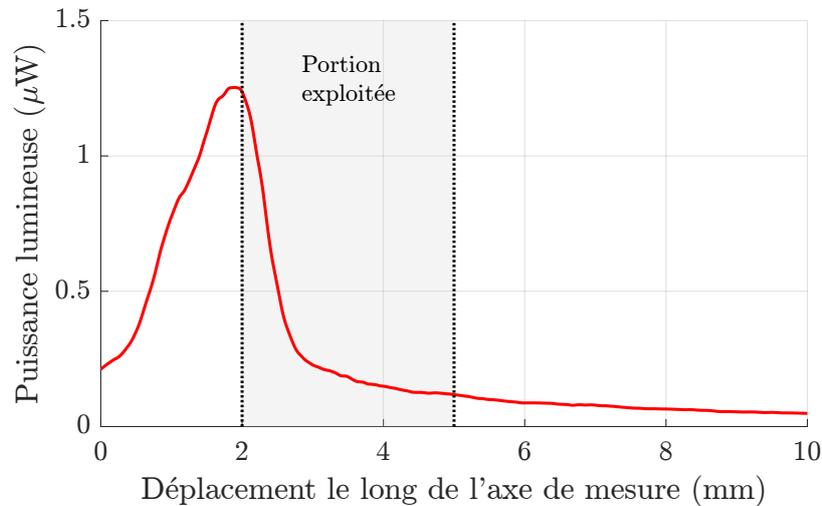


FIGURE 6.35 – Répartition de la puissance lumineuse le long de la direction de mesure.

### 6.4.3.2 Évaluation du profil force-déplacement du transducteur

Le profil force-déplacement est déterminé en deux phases. Tout d'abord, le transducteur est évalué sans compensation de la raideur, c'est-à-dire en prenant seulement en compte le guidage à raideur non-linéaire. Suite à cela, le compensateur est ajouté et le profil force-déplacement est à nouveau mesuré. Ces mesures sont réalisées grâce à une table xy munie d'un capteur de force SCAIME K1107 possédant une sensibilité de 20 mN. Afin de minimiser les mouvements du capteur dus aux jeux mécaniques dans ses fixations à la paillasse d'expérimentation, un support est ajouté. La plateforme exploitée est présentée en Fig. 6.36. Les profils de forces obtenus sont affichés en Fig. 6.37.

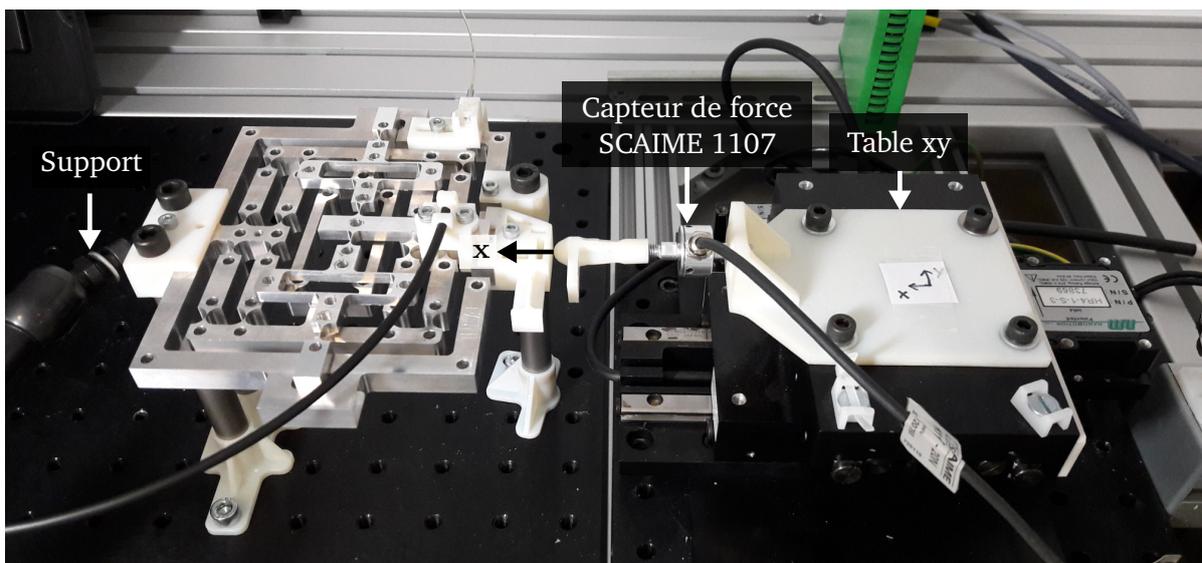


FIGURE 6.36 – Plateforme utilisée pour l'évaluation des profils force-déplacement et de la mesure d'effort.

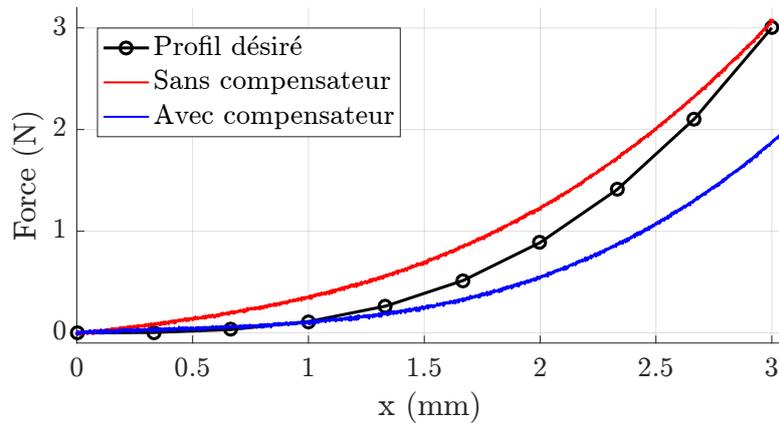


FIGURE 6.37 – Profils force-déplacement obtenus expérimentalement.

Avec le compensateur, le profil force-déplacement obtenu correspond au profil désiré pour de faibles déplacements. Néanmoins, les efforts obtenus pour des déplacements allant de 1 mm à 3 mm sont plus faibles que prévu. Cela peut être expliqué par un module d'Young inférieur à celui attendu, ce dernier n'ayant pas été vérifié avant la réalisation des essais. De plus, cela peut provenir des erreurs dimensionnelles obtenues lors de la fabrication et de l'assemblage, le comportement étant très sensible à certains paramètres géométriques et à la précontrainte du compensateur. Néanmoins, l'intérêt de ce dernier est observé avec une réduction significative de la raideur en  $x = 0$  de 70%, allant de 0.20 N/mm à 0.06 N/mm avant et après son ajout respectivement. Pour calculer ces raideurs, une régression polynomiale des courbes expérimentales est effectuée et sa dérivée première est déterminée. Au final, des raideurs de 0.06 N/mm et 1.9 N/mm à respectivement  $x = 0$  et  $x = 3$  mm sont obtenues avec le compensateur. Une raideur faible pour la transition du contact est alors obtenue, démontrant l'intérêt du transducteur proposé.

#### 6.4.3.3 Évaluation de la mesure d'effort

Les deux modalités de mesure sont ensuite combinées afin de réaliser la mesure d'effort désirée. Ainsi, la table xy munie du capteur d'effort est utilisée pour générer le contact avec le transducteur (Fig. 6.36) tandis que la mesure de l'intensité lumineuse est simultanément effectuée. La mesure obtenue est affichée en Fig. 6.38. Il est à noter que le signal brut est présenté ici, et un bruit de mesure significatif peut être observé. Ce bruit est majoritairement dû à la mesure de l'intensité lumineuse, les conditions d'éclairage étant fluctuantes avec la plateforme expérimentale proposée. Afin d'exploiter le capteur, le développement d'un étage de conditionnement permettant de réduire le bruit de mesure nous paraît alors nécessaire. Pour des forces supérieures à 1 N, une sensibilité moyenne de 0.04  $\mu\text{W}/\text{N}$  est obtenue. Cette sensibilité augmente jusqu'à 150 fois avec 6.5  $\mu\text{W}/\text{N}$  pour  $x = 0$ . Une faible sensibilité est obtenue pour des efforts dans la seconde moitié de la gamme désirée, ce qui est le compromis réalisé avec la caractéristique proposée. Ainsi, avec ces résultats, nous validons le capteur qui est souhaité avec une forte sensibilité à la transition du contact, tout en permettant une gamme de mesure significative compatible avec la cellule optique développée. Nous constatons tout de même un écart entre la gamme d'efforts mesurables voulue et celle obtenue. Cet écart pourra être ajusté d'une part en identifiant les propriétés du matériau utilisé pour le transducteur, et d'autre part en concevant un système de réglage de la compensation.

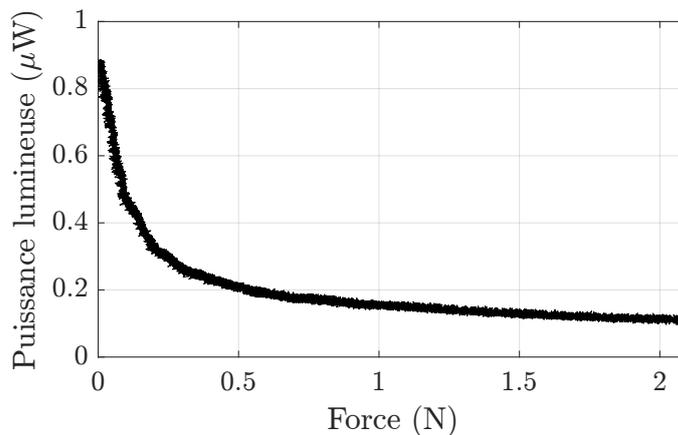


FIGURE 6.38 – Signal de mesure obtenu avec le capteur d'effort proposé.

### 6.4.3.4 Évaluation de l'influence des perturbations hors-axe

La caractéristique uni-axiale est évaluée en deux temps. Premièrement, l'influence de perturbations dans le plan du capteur est évaluée par la détermination de la raideur normale à la direction de déplacement. Cette analyse est effectuée pour un ensemble de points répartis sur la course du capteur. Ce dernier est alors positionné perpendiculairement à la direction de contact avec la table xy comme illustré en Fig. 6.39. Un déplacement de l'organe terminal suivant la direction de mesure est manuellement réglé et mesuré grâce à un comparateur. Ensuite, le déplacement normal à cette direction est généré par la table xy alors que l'effort appliqué est mesuré. Des valeurs de raideur de 17 N/mm et 22 N/mm, qui sont approximativement 280 et 12 fois plus grandes que la raideur axiale à respectivement  $x = 0$  et  $x = 3$  mm sont obtenues. Ces résultats confirment le bon fonctionnement du guidage linéaire proposé, en particulier lors de la transition du contact où ce besoin est le plus critique.

Deuxièmement, la sensibilité hors-plan est évaluée. Pour cela, un effort normal au plan du capteur doit être appliqué. Puisque le capteur est monté de manière horizontale, les perturbations hors-plan sont simulées en suspendant différentes masses à l'extrémité de l'organe terminal, c'est-à-dire proche du point de contact. Cette perturbation est appelée  $p_m$ . La puissance lumineuse le long de l'ensemble de la course de déplacement est mesurée pour chaque perturbation considérée. Cette expérience est réalisée avec et sans la génératrice pour évaluer l'impact de la ligne optique proposée. Les résultats sont affichés en Fig. 6.40. Sans la génératrice, des erreurs maximales de 65.5% et 100.2% par rapport au signal sans perturbation sont obtenues pour une perturbation de 0.6 N et 0.9 N respectivement. Lorsque la génératrice est ajoutée, ces valeurs sont réduites à 14.1% et 14.3% respectivement. Pour des efforts supérieurs à 1 N, les signaux de sortie se superposent. L'apport de la ligne optique sur la robustesse de la mesure est donc observé et la mesure uni-axiale est vérifiée.

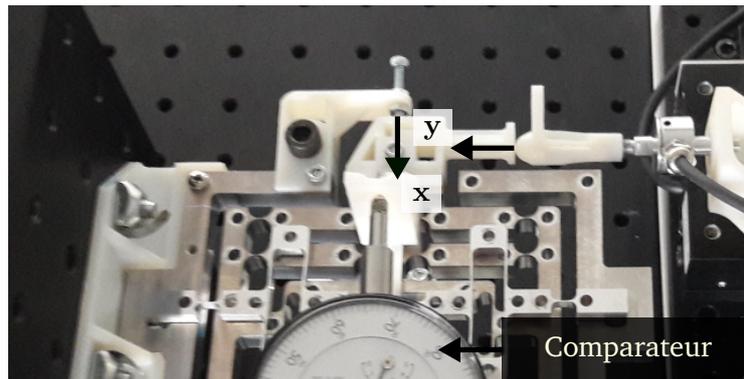


FIGURE 6.39 – Plateforme utilisée pour les mesures de raideurs normales à la direction de mesure.

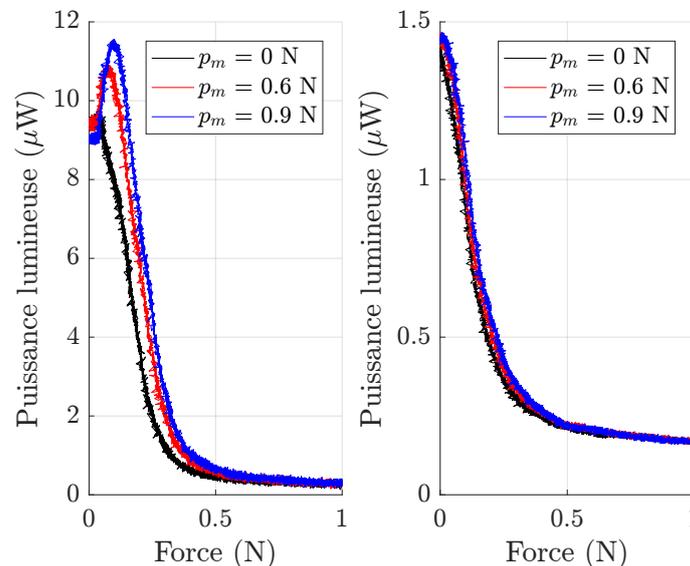


FIGURE 6.40 – Profils de mesure obtenus entre 0 et 1 N sans (gauche) et avec (droite) la génératrice lors de perturbations hors plan.

## 6.5 Bilan

Durant ce chapitre nous nous sommes intéressés d'une part à la problématique ouverte de la mesure de la transition du contact et d'autre part à la problématique "projet" de développement d'un capteur d'effort uni-axial soumis à des champs magnétiques. Plusieurs contributions ont alors été proposées. Tout d'abord, la mesure de la transition du contact a été discutée grâce à une large compliance passive du capteur d'effort par le biais d'une raideur quasi-nulle au repos, et par une haute sensibilité de la mesure d'effort en ce point. Une nouvelle architecture de transducteur et une méthode pour son dimensionnement ont dans ce cadre été proposées. Ensuite, le rejet des perturbations hors-axe a été considéré pour obtenir une mesure fiable d'une part grâce à la conception d'un guidage approprié et de l'autre grâce à l'utilisation d'une ligne optique pour la mesure de déformation. De nouveaux outils pour l'intégration de composants optiques ont alors été proposés pour générer cette ligne avec la fabrication et l'exploitation de composants réalisés par fabrication additive. Une intégration facilitée et un coût réduit de la cellule de mesure

a ainsi été obtenue. Enfin, nous avons évalué expérimentalement tous ces éléments séparément et par la construction d'un nouveau capteur d'effort répondant aux besoins exprimés pour la tâche de manipulation magnétique. Des résultats prometteurs ont ainsi été présentés et permettent d'identifier plusieurs perspectives classées en trois ensembles.

### **Conception du transducteur**

L'étude et la conception du transducteur ont été réalisées sans prendre en compte les forces de pesanteur. Néanmoins, ces forces peuvent engendrer un déplacement de l'organe terminal et donc perturber la mesure de la force d'interaction. La première perspective consiste donc en l'étude de cette problématique avec par exemple l'ajout d'un contre poids.

D'autre part, la miniaturisation du système n'a pas été considérée dans cette étude. Afin de permettre l'intégration du dispositif, elle doit désormais être prise en compte. Le transducteur étant formé de pièces planes et de liaisons compliantes, une première piste serait de s'intéresser aux méthodes de micro-fabrication adaptées à la réalisation de tels éléments.

### **Développement des composants optiques**

Une meilleure compréhension des phénomènes physiques générant la ligne optique doit être recherchée et une caractérisation poussée du signal lumineux doit être réalisée. Cela permettra de modéliser le signal lumineux obtenu ainsi que de déterminer des plages de fonctionnement optimales pour un besoin donné. De plus, une seule génératrice a été considérée ici. Il serait néanmoins d'intérêt d'identifier de nouvelles géométries pour les composants imprimés qui pourraient étendre le champ des possibilités de ce procédé, en modifiant par exemple la répartition de l'intensité lumineuse obtenue.

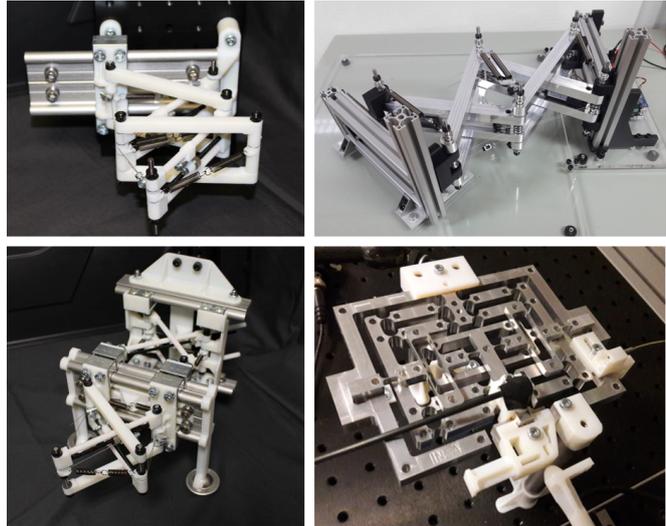
### **Exploitation du capteur proposé**

Nous avons vu que le comportement du capteur est sensible aux différents paramètres géométriques et une différence entre la gamme d'efforts mesurés désirée et celle obtenue expérimentalement a été identifiée. La réalisation d'un système de réglage pour faciliter l'implémentation et garantir des performances données doit donc être approfondie. Ensuite, le développement de l'étage de conditionnement du signal pour diminuer les bruits de mesure doit être approfondi. Enfin et surtout, nous avons montré que la caractéristique désirée du capteur peut être obtenue en contexte quasi-statique. Désormais, les avantages pour la gestion du contact doivent être évalués en réalisant des essais avec un dispositif robotisé pour une tâche au contact. En particulier, nous pourrions monter ce capteur sur un manipulateur en tensegrité pour compléter les discussions présentées en chapitre 4 sur la commande. Les problématiques de bande-passante du capteur proposé devront alors être approfondies pour ces essais.



# Conclusions et perspectives

---



Prototypes développés lors de ce travail de thèse.  
*Les mécanismes compliants au service de la manipulation.*

## 1. Conclusions

Au début de ce manuscrit, nous avons identifié les mécanismes de tensegrité comme de grand intérêt pour la conception de manipulateurs. Cependant, le développement de manipulateurs en tensegrité a été très peu considéré jusqu'ici et les mécanismes de tensegrité sont encore inexistant dans de nombreux domaines comme l'industrie ou le biomédical. Néanmoins, nous pensons que ce nouveau type d'architecture de robots offre de nombreux avantages, en particulier lorsque des interactions avec l'environnement peuvent se produire. Nous pensons que la faible présence de ces mécanismes peut être expliquée par de nombreuses questions ouvertes et difficultés concernant chaque étape du développement d'un manipulateur. Pour conclure ce manuscrit, nous revenons sur chacune de ces questions identifiées au premier chapitre et apportons nos éléments de réponses.

### **Comment doit-on évaluer un mécanisme de tensegrité ?**

Les critères classiques d'analyse des systèmes robotisés ne suffisent pas à l'évaluation d'un mécanisme de tensegrité du fait de sa nature autocontrainte. Nous avons alors proposé un ensemble de critères à considérer simultanément, permettant d'évaluer l'ensemble des spécificités d'une configuration de tensegrité. Cet ensemble de critères comporte une évaluation des capacités de reconfiguration d'un mécanisme avec l'espace de travail et la dextérité, une évaluation de l'état d'autocontrainte avec l'énergie potentielle emmagasinée et les efforts internes, et l'évaluation du

comportement sous charge avec l'ensemble des efforts admissibles et la compliance du système. Grâce à ces outils d'évaluation, nous avons pu évaluer et comparer treize différents mécanismes de tenségrité, conçus à partir d'une croix de Snelson. Cette étude a ainsi permis d'extraire de nouvelles informations sur le comportement de ces mécanismes ainsi que les avantages et inconvénients de chacun. En particulier, l'évaluation proposée a permis d'identifier trois mécanismes particulièrement intéressants nommés la CS (Croix de Snelson) glissière, la CS XY et la CS plane à 2 DDL.

### **Quels actionnement, instrumentation et natures d'éléments structurels doit-on sélectionner ?**

Grâce à l'évaluation des croix de Snelson actionnées, treize modes d'actionnement ont été comparés. Nous avons alors pu identifier différentes tendances aidant au choix des actionneurs. Nous avons ainsi pu déterminer que la position des actionneurs dans la structure modifie significativement les mobilités obtenues. Ensuite, nous avons montré que la nature de l'actionnement permet d'optimiser un critère tel que minimiser l'énergie potentielle ou bien d'obtenir des comportements spécifiques comme de larges efforts admissibles suivant une direction. Suite à cela, grâce à cette analyse, nous avons pu apporter de nouvelles informations aidant au choix de la nature des éléments en traction nécessaires garantissant la compliance du mécanisme. De par l'implémentation et la fabrication de divers manipulateurs, nous avons proposé de nouvelles solutions d'intégration de l'actionnement pour la modulation de la longueur des barres ou des câbles ainsi que des éléments structurels et avons démontré leur pertinence. Enfin, nous avons discuté l'instrumentation en évoquant les avantages d'une mesure de la configuration par vision, et avons approfondi les problématiques de gestion du contact pour de tels manipulateurs par le développement d'un nouveau capteur d'effort.

### **Peut-on proposer une démarche de conception adaptée aux manipulateurs en tenségrité ?**

Nous avons proposé deux approches de conception. La première tire parti de blocs élémentaires en mécanismes de tenségrité. Grâce à ces derniers, les méthodes par assemblage de blocs peuvent être considérées. Le caractère générique de telles méthodes ouvre de nombreuses possibilités pour la conception de manipulateurs. La seconde approche exploite la ressemblance entre les structures en ciseaux et les mécanismes de tenségrité. Effectivement, des structures en ciseaux d'intérêt pour la manipulation sont disponibles dans la littérature. Cette approche permet donc de s'en inspirer pour concevoir de nouveaux manipulateurs en tenségrité et encore enrichir les alternatives disponibles pour le concepteur.

Nous avons ensuite démontré la pertinence de ces deux approches en réalisant deux manipulateurs respectant une même contrainte cinématique : la présence d'un centre de rotation déporté. Des évaluations en simulation ont tout d'abord montré l'intérêt des architectures proposées tout en débutant le travail de dimensionnement. Une évaluation expérimentale a ensuite confirmé les résultats d'intérêt observés et a été utilisée pour discuter l'utilisation de chaque méthode. La méthode par assemblage de blocs permet une plus grande flexibilité lors de la conception, mais son assemblage nécessite des pièces spécifiques augmentant sa masse et diminuant sa compacité par rapport à l'approche alternative proposée. Ces démarches de conception ont également été validées par la réalisation d'un manipulateur pour une tâche soumise à de nombreuses contraintes, la

manipulation magnétique pour les applications biomédicales. En plus d'avoir permis la discussion du choix de l'architecture d'un manipulateur multi-effecteurs en tenségrité, ce travail a mené à un dimensionnement approfondi et adapté à un besoin donné. Les problématiques de fabrication de tels systèmes ont alors été identifiées avec en particulier le besoin d'un compromis entre complexité d'implémentation et performances.

D'autre part, lors de l'étude de la commande, nous avons vu qu'un dimensionnement adapté permet d'éviter des limites de fonctionnement qu'il faut respecter. De plus, des mécanismes compliant ont été conçus mais leur mise en mouvement doit être considérée avec des lois de commandes appropriées garantissant par exemple les élongations autorisées des éléments élastiques. Ces observations nous montrent que, de manière analogue à l'évaluation où divers critères doivent être simultanément observés, la conception et le dimensionnement d'un manipulateur en tenségrité nécessite une approche globale, ce qui signifie réfléchir en amont et de manière simultanée à son actionnement, sa commande et son instrumentation.

### **Comment peut-on assurer une tâche de manipulation tout en respectant les limites de fonctionnement ?**

Pour réaliser une tâche de manipulation, nous avons proposé des commandes pour les manipulateurs en tenségrité basées sur des commandes cinématiques. Pour optimiser le comportement et respecter les limites de fonctionnement, deux approches ont été abordées. La première implique l'exploitation de la redondance du manipulateur et exploite des tâches secondaires adaptées aux besoins de l'application, comme par exemple minimiser l'énergie potentielle stockée dans le mécanisme. Cette méthode n'est néanmoins pas adaptée au respect strict de nombreuses limites de fonctionnement simultanément. Nous avons alors proposé une seconde approche qui repose sur un coefficient d'atténuation freinant le système lorsqu'il arrive à proximité des limites et qui est prometteuse pour la gestion simultanée de limites. Ces approches ont été évaluées en simulation grâce à des outils développés à cet effet et leur potentiel a été démontré.

Le besoin de gestion des efforts appliqués à l'environnement lors de contacts constitue également une limite de fonctionnement. Pour réaliser une telle tâche de manipulation au contact, nous avons identifié un besoin de détection des transitions du contact. Nous avons alors proposé de discuter cette problématique par la réalisation d'un nouveau capteur d'effort. Pour ce nouveau développement, nous avons proposé un transducteur à raideur nulle au point de transition du contact garantissant une haute sensibilité de la mesure et de faibles efforts d'interaction. Couplé avec une nouvelle mesure optique basée sur l'utilisation de composants optiques imprimés que nous avons développée, un capteur à haute sensibilité au contact et respectant des besoins applicatifs de mesure uni-axiale a été conçu. Nous avons enfin fabriqué et évalué expérimentalement ce capteur, et avons démontré la faisabilité du concept proposé. Bien que le capteur ne soit pas encore intégrable sur un système robotisé, il représente un premier pas vers une instrumentation dédiée à la mesure des transitions du contact.

### 2. Perspectives

Le caractère amont de la recherche réalisée lors de ce travail de thèse ouvre de nombreuses perspectives. Nous reprenons et rassemblons ici, dans une vue globale, les perspectives individuelles présentées en fin de chaque chapitre pour former cinq ensembles représentant des pistes de recherche à moyen et long terme.

#### **Extension des outils d'évaluation et de conception des manipulateurs**

Dans ce premier ensemble sont regroupés les approfondissements pour l'analyse et la conception de manipulateurs en tenségrité.

Premièrement, une analyse préliminaire du comportement sous charge des croix actionnées proposées a été réalisée. Cette analyse n'a alors été effectuée que pour une configuration. Différents comportements ont alors pu être observés. Néanmoins, de nombreuses autres configurations peuvent être considérées. Une analyse plus fine et exhaustive du comportement sous charge pourrait alors révéler de nouveaux comportements d'intérêts permettant d'affiner le choix du mécanisme à exploiter pour un besoin donné.

Deuxièmement, les outils développés pour l'analyse du comportement sous charge ont été uniquement exploités pour des croix isolées. Ces outils peuvent désormais être étendus aux manipulateurs en tenségrité pour lesquels les déformations des tenségrités assemblées peuvent être couplées. Lors de la conception des manipulateurs présentés dans ce manuscrit, le choix des ressorts n'a pas découlé d'un besoin donné et d'une analyse quantitative, puisque seuls les mouvements obtenus ont été considérés. L'évaluation sous charge d'un manipulateur permettra alors d'envisager le développement d'une méthode de dimensionnement des éléments élastiques. Tous les éléments composant un manipulateur en tenségrité pourront alors être choisis pour répondre à un besoin correspondant à une tâche de manipulation fixée.

Troisièmement, dans ce travail de thèse, seuls des assemblages sériels de mécanismes de tenségrité ont été considérés pour la réalisation de manipulateurs. La conception de manipulateurs parallèles, comme des arches par exemple, peut désormais être également envisagée. Ce travail et l'évaluation des intérêts d'un tel système a été initié en même temps que ce travail de thèse par l'encadrement d'un stage de Master [Tchouatat Kepseu 2020] durant lequel une plateforme de Gough-Stewart exploitant des mécanismes de tenségrité a été développée.

Enfin, tous les développements discutés se concentrent sur l'utilisation de mécanismes de tenségrité basés sur la croix de Snelson. Nous avons néanmoins vu lors de l'état de l'art en chapitre 1 qu'un grand nombre de topologies distinctes de tenségrités sont disponibles. L'évaluation de ces topologies pourrait alors mener à de nouveaux comportements d'intérêts, enrichissant alors la bibliothèque de blocs utilisables pour la conception de manipulateurs.

#### **Exploitation des outils de conception proposés**

Nous avons proposé des outils génériques pour la conception de manipulateurs en tenségrité. Ces outils n'ont néanmoins été évalués que par l'application à des tâches planes et pour une cinématique particulière, c'est-à-dire le respect d'un centre de rotation déporté.

La première perspective de cet ensemble est alors d'utiliser les méthodes proposées pour réaliser des manipulateurs dont l'effecteur peut se déplacer dans l'espace. L'assemblage approprié des blocs élémentaires ou l'exploitation de structures en ciseaux spatiales doit alors être étudié.

La seconde perspective est de considérer ces méthodes pour la réalisation de manipulateurs nécessitant des mouvements désirés différents. Effectivement, nous avons montré que les méthodes proposées sont intéressantes pour concevoir des manipulateurs à centre de rotation déporté. La réalisation de nouveaux manipulateurs permettrait néanmoins d'évaluer la genericité et la pertinence des approches proposées pour un plus grand nombre de tâches. De plus, de tels développements permettraient d'approfondir l'évaluation de l'utilisation des mécanismes de tensegrité et de leurs avantages et inconvénients pour la réalisation de tâches de manipulation. La troisième perspective consiste à exploiter les blocs élémentaires identifiés avec d'autres méthodes d'assemblage par blocs disponibles dans la littérature, comme par exemple des méthodes d'optimisation topologique.

La dernière perspective identifiée pour l'exploitation des outils de conception est d'utiliser l'approche par assemblage de blocs pour réaliser des manipulateurs hybrides qui ne sont pas entièrement fabriqués à partir de mécanismes de tensegrité. Une telle étude présenterait deux intérêts. En premier lieu, elle permettrait d'évaluer comment tirer au mieux profit des mécanismes de tensegrité. Effectivement, nous avons vu que ces derniers complexifient l'analyse et la fabrication des manipulateurs. Un nombre limité de mécanismes de tensegrité dans un manipulateur pourraient alors réduire les problématiques engendrées par leur utilisation tout en garantissant les propriétés d'intérêt qu'ils apportent. Ensuite, de nombreux manipulateurs conçus pour un besoin spécifique sont disponibles mais pourraient bénéficier des propriétés d'intérêt des mécanismes de tensegrité, comme la compliance ou la possibilité de réaliser de la raideur variable. Néanmoins, la conversion de l'ensemble du manipulateur en un manipulateur en tensegrité peut être un frein. Le remplacement d'une seule ou plusieurs liaisons conventionnelles par un ou plusieurs mécanismes de tensegrité en suivant les méthodes proposées peut alors faciliter le développement de tels systèmes, ainsi qu'aider à leur "démocratisation". Cette approche est également discutée dans le stage de Master mentionné précédemment [Tchouatat Kepseu 2020], puisque le système est conçu à partir d'une plateforme de Gough-Stewart dont les actionneurs sont remplacés par des mécanismes de tensegrité pour apporter compliance et modulation de raideur.

### **Évaluation et approfondissement des lois de commande**

Le troisième ensemble de perspectives se concentre sur la mise en position des manipulateurs en tensegrité. Effectivement, diverses commandes ont été proposées et évaluées en simulation. Plusieurs perspectives découlent alors de ce travail.

Les lois de commande proposées doivent désormais être évaluées expérimentalement. Ces évaluations sont en cours avec l'implémentation d'une tâche de mise en position sur le manipulateur dédié à la manipulation magnétique. Lors du développement de ce manipulateur, nous avons pu observer des modifications du comportement des actionneurs, c'est-à-dire de la bande morte et de la vitesse d'avance, en fonction de l'effort appliqué. Ici, des commandes cinématiques ne prenant pas en compte ces variations ont été proposées. Néanmoins, un changement de configuration induit généralement une modification des efforts internes à la structure et donc des efforts appliqués aux actionneurs. Cette problématique doit donc être étudiée.

Les tensegrités peuvent être sujettes à des vibrations dues à leur comportement dynamique lors d'un changement de configuration ou lors d'un contact. Ces vibrations n'ont pas été étudiées ici car, dans les évaluations réalisées, le cas quasi-statique a été privilégié et de faibles vitesses d'avance ont été considérées. Néanmoins, ces vitesses ne sont pas appropriées pour toutes les

## Conclusions et perspectives

---

tâches. La relaxation de l'hypothèse de quasi-staticité doit donc être approfondie et la gestion des vibrations pouvant *a priori* être induites doit être considérée. Des pistes d'étude sont de considérer l'implémentation d'un filtrage évitant de rencontrer des trajectoires de hautes dynamiques ou d'ajouter une boucle de commande spécifique à leur gestion.

D'autre part, nous avons cherché à adapter des commandes qui sont disponibles dans la littérature pour la robotique conventionnelle aux manipulateurs en tenségrité. Ces travaux ont mené à des résultats satisfaisants pour notre cas d'étude et d'autres commandes éprouvées pour les manipulateurs conventionnels pourraient être d'intérêt. En particulier, il nous semble intéressant d'approfondir l'exploitation d'un retour visuel pour commander un manipulateur en tenségrité. Cet approfondissement a également été débuté grâce à l'encadrement d'un second stage de Master [Mwongera 2020] dans lequel l'observation des barres d'un mécanisme de tenségrité est considérée. Ce travail de Master avait également pour but de commencer le développement d'un retour sensoriel de la configuration sous-charge d'un manipulateur. Effectivement, grâce au retour visuel, la déformation du mécanisme de tenségrité peut être directement observée et les efforts internes déduits de cette observation. Ces résultats sont alors de grand intérêt pour la dernière perspective considérée dans cet ensemble, qui est de développer une commande en effort d'un manipulateur en tenségrité. Nous avons souligné que les manipulateurs en tenségrité sont d'intérêt pour les interactions avec l'environnement. Des tâches au contact pourront alors être considérées et des lois de commande adaptées devront être proposées. Pour approfondir ces études de manipulation au contact, l'intégration et l'évaluation du capteur d'effort proposé à cet effet pourront être simultanément discutées.

### Réalisation de la tâche de manipulation magnétique

Un autre ensemble de perspectives concerne le manipulateur dédié à la réalisation de la tâche de manipulation magnétique.

Tout d'abord, la tâche de mise en position de la bobine grâce au manipulateur proposé doit être évaluée. Ce travail est alors couplé avec l'évaluation expérimentale des lois de commandes proposées. Pour cela l'espace de travail doit être vérifié pour valider la bonne concordance du dimensionnement réalisé avec la tâche de manipulation. Ce travail est en cours de réalisation.

Une fois le manipulateur fonctionnel pour la tâche de mise en position de la bobine, la commande des nageurs magnétiques doit être approfondie. Suite à cela, la gestion du contact doit être considérée et la compliance du dispositif adaptée. En particulier, cette étape est rendue délicate par le besoin du compromis entre compliance pour la sécurité du patient et raideur pour la mise en position des bobines qui sont de masse importante. La pertinence de l'architecture proposée à deux niveaux devra être démontrée.

Les informations obtenues suite aux deux premières perspectives exposées pourront ensuite être exploitées pour fabriquer un second prototype adapté au contexte biomédical. La sûreté, la légèreté et l'encombrement devront alors être pris en compte lors de la conception et du dimensionnement. Suite à l'évaluation de ce nouveau prototype, le manipulateur complet pourra être enfin fabriqué et la tâche de manipulation magnétique considérée pour des essais expérimentaux.

### Développement de manipulateurs en tenségrité

Enfin, suite à toutes ces discussions, le développement de manipulateurs en tenségrité pourrait donner lieu à de nouveaux systèmes pouvant s'adapter à leur environnement. En particulier,

## Conclusions et perspectives

---

grâce à la raideur variable disponible avec les mécanismes de tenségrité, un même manipulateur pourrait être utilisé pour manipuler de lourdes charges, mais pourrait également s'adapter à son environnement s'il entre en contact avec ce dernier. Un tel manipulateur pourrait alors être d'intérêt dans de nombreux domaines applicatifs.

En particulier, nous pensons que de tels manipulateurs pourraient être intéressants pour le contexte biomédical. Effectivement, grâce à leur capacité de gestion des interactions et aux outils de perception du contact proposés dans cette thèse, nous pouvons imaginer un système fixé au sol mais se plaçant au contact du patient pour réaliser la procédure. Cela permettrait ainsi un recalage facilité par rapport au patient tout en évitant les problèmes d'attache d'un mécanisme directement sur le corps, alliant les avantages de différents robots médicaux introduits dans la littérature. De plus, cette structure compliant collée au patient pourrait être munie de plusieurs outils, comme nous l'avons montré avec le manipulateur développé pour la manipulation magnétique, ouvrant le champ des tâches réalisables avec par exemple la chirurgie minimalement invasive. La gestion de la précontrainte pourrait dans ce cas également être utilisée pour modifier la raideur du système de préhension des outils et éviter des problématiques récurrentes dans ce contexte, comme la dégradation des tissus au niveau des incisions pour l'insertion des outils. Réaliser un tel système nécessite *a priori* le développement d'un manipulateur à haut degré de redondance, ce qui est également une qualité de nombreux mécanismes de tenségrité. En plus des développements adaptés à cette vision concernant la conception, la commande et la fabrication, un travail sur le respect des contraintes du contexte biomédical comme le besoin de stérilisation ou l'acceptation de tels systèmes par les praticiens et patients devra être mené pour proposer un système cliniquement viable.

L'introduction de ces nombreuses perspectives est pour nous liée au potentiel important des manipulateurs en tenségrité. Nous avons proposé dans l'ensemble de ce travail de thèse de nombreux outils et méthodes permettant d'initier leur développement et certains d'entre eux ont été adaptés de la robotique conventionnelle. De par ces travaux et cette approche, nous avons montré qu'il est possible de considérer la conception de manipulateurs en tenségrité tout en se reposant sur des connaissances éprouvées de la robotique conventionnelle. Nous espérons alors que ces premiers éléments de lien entre ces familles de manipulateurs participeront à la "démocratisation" de ces systèmes qui sont, de notre point de vue, prometteurs pour la conception de systèmes robotisés.



# A Détermination des efforts internes des croix actionnées

Dans cette annexe, les systèmes d'équations exploités pour calculer les efforts internes dans les croix de Snelson actionnées sont présentés. Lorsque l'étude est réalisée à vide, les modèles statiques des croix peuvent être simplifiés, comme discuté au chapitre 2. Deux cas sont alors proposés ici, le cas sous charge et le cas à vide, les équations du cas sous charge ayant été utilisées lors de la détermination des efforts admissibles et de la compliance, et le cas à vide pour les autres critères.

Les efforts internes sont calculés une fois que la configuration de la croix est déterminée. On connaît alors les coordonnées de l'ensemble des nœuds. Le vecteur unitaire  $e_{ij}$  représente la direction du nœud  $A_i$  au nœud  $A_j$  et est connu. Les paramètres des ressorts étant fixés, les efforts de traction appliqués par les ressorts peuvent donc être directement déterminés. On cherche donc à calculer les efforts dans les barres et dans les câbles. On écrit :

$$\mathbf{A}_n \mathbf{t}_n + \mathbf{A}_e \mathbf{t}_e = \mathbf{f}_{ext} \quad (\text{A.1})$$

$\mathbf{A}_n$  et  $\mathbf{A}_e$  les matrices d'équilibre des éléments non-élastiques et élastiques respectivement, dépendant des coordonnées des nœuds. Les vecteurs  $\mathbf{t}_n$  et  $\mathbf{t}_e$  représentent les efforts internes des éléments non-élastiques et élastiques respectivement. Le vecteur  $\mathbf{f}_{ext}$  représente les efforts extérieurs s'appliquant aux nœuds.  $\mathbf{A}_n$ ,  $\mathbf{A}_e$  et  $\mathbf{t}_e$  peuvent être directement déterminés à partir de la configuration de la croix, et  $\mathbf{f}_{ext}$  est fixé. Le vecteur  $\mathbf{t}_n$  est exprimé par :

$$\mathbf{t}_n = \mathbf{A}_n^{-1} (\mathbf{f}_{ext} - \mathbf{A}_e \mathbf{t}_e) \quad (\text{A.2})$$

Pour assurer que  $\mathbf{A}_n$  est carrée, on utilise un nombre d'équations identique au nombre d'inconnues.  $\mathbf{A}_n$ ,  $\mathbf{A}_e$ ,  $\mathbf{t}_n$  et  $\mathbf{t}_e$  sont récapitulés dans la suite pour la croix avec quatre ressorts et chacune des quatre croix actionnées par câbles. Les indices  $x$  et  $y$  signifient la projection du vecteur sur l'axe  $x$  et sur l'axe  $y$  respectivement.

## Efforts internes - Cas sous charge

### Croix actionnée à quatre ressorts

Pour une croix actionnée possédant quatre ressorts, on a deux inconnues, c'est-à-dire les forces dans les barres. Les équations considérées sont les équations de la statique appliquées au nœuds  $A_2$  et  $A_3$  suivant  $x$ . On rappelle que  $O$  est le point d'attache de la croix au bâti et  $G$  le point d'attache de la plateforme représentant l'effecteur à la croix. Le système d'équation s'écrit tel

## Annexe A. Détermination des efforts internes des croix actionnées

que :

$$\underbrace{\begin{bmatrix} e_{42x} & 0 \\ 0 & e_{13x} \end{bmatrix}}_{\mathbf{A}_n} \underbrace{\begin{bmatrix} f_{b24} \\ f_{b13} \end{bmatrix}}_{\mathbf{t}_n} + \underbrace{\begin{bmatrix} e_{21x} & 0 & e_{2Gx} & 0 \\ 0 & e_{34x} & 0 & e_{3Gx} \end{bmatrix}}_{\mathbf{A}_e} \underbrace{\begin{bmatrix} f_{r12} \\ f_{r34} \\ f_{r2G} \\ f_{r3G} \end{bmatrix}}_{\mathbf{t}_e} = \underbrace{\begin{bmatrix} f_{e2x} \\ f_{e3x} \end{bmatrix}}_{\mathbf{f}_{ext}} \quad (\text{A.3})$$

avec  $f_{e_i}$  la force extérieure appliquée au nœud  $i$ ,  $f_{bij}$  et  $f_{rij}$  les forces appliquées aux barres et par les ressorts attachés aux nœuds  $A_i$  et  $A_j$  ou aux points  $O$  et  $G$  si les indices éponymes sont utilisés.

### Croix à câbles actionnés

Les croix à câbles actionnés peuvent présenter deux à quatre câbles en fonction de la position des câbles dans la structure, un actionnement positionné entre les nœuds  $A_1A_4$  ou  $A_2A_3$  nécessitant l'utilisation de deux câbles pour assurer les points d'attache proposés. En prenant en compte les barres, on a alors entre quatre et six inconnues. Les nœuds considérés pour l'écriture des équations ainsi que les expressions des matrices et des vecteurs exploités sont récapitulés en Tab. A.1 pour les éléments non-élastiques et en Tab. A.2 pour les éléments élastiques.

Croix	Nœuds	$\mathbf{A}_n$	$\mathbf{t}_n$
CA1	$A_2$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{21} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{42} \\ \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{34} & \mathbf{e}_{13} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{c12} \\ f_{c34} \\ f_{b13} \\ f_{b24} \end{bmatrix}$
	$A_3$		
CA2	$A_2$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{2G} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{42} \\ \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{3G} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{13} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ 0 & 0 & e_{1Ox} & 0 & e_{31x} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e_{4Ox} & 0 & e_{24x} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{c2G} \\ f_{c3G} \\ f_{c1O} \\ f_{c4O} \\ f_{b13} \\ f_{b24} \end{bmatrix}$
	$A_3$		
	$A_{1x}$		
	$A_{4x}$		
CA3	$A_2$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{21} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{42} \\ 0 & 0 & 0 & e_{13y} & 0 \\ e_{12x} & e_{1Ox} & 0 & e_{31x} & 0 \\ 0 & 0 & e_{4Ox} & 0 & e_{24x} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{c12} \\ f_{c1O} \\ f_{c4O} \\ f_{b13} \\ f_{b24} \end{bmatrix}$
	$A_{3y}$		
	$A_{1x}$		
	$A_{4x}$		
CA4	$A_2$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{21} & \mathbf{e}_{2G} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{42} \\ \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{3G} & \mathbf{e}_{13} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & e_{24x} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{c12} \\ f_{c2G} \\ f_{c3G} \\ f_{b13} \\ f_{b24} \end{bmatrix}$
	$A_3$		
	$A_{4x}$		

Tableau A.1 – Croix considérées, nœuds considérés pour l'application de l'équilibre statique, matrices et vecteurs correspondant aux éléments non-élastiques pour le calcul des efforts internes.

Croix	Nœuds	$A_e$	$t_e$	$f_{ext}$
CA1	$A_2$	$\begin{bmatrix} e_{2G} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ \mathbf{0}_{2 \times 1} & e_{3G} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{r2G} \\ f_{r3G} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{e2} \\ f_{e3} \end{bmatrix}$
	$A_3$			
CA2	$A_2$	$\begin{bmatrix} e_{21} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ \mathbf{0}_{2 \times 1} & e_{34} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ 0 & 0 & e_{12x} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e_{43x} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{r12} \\ f_{r34} \\ f_{r12} \\ f_{r34} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{e2} \\ f_{e3} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$
	$A_3$			
	$A_{1x}$			
	$A_{4x}$			
CA3	$A_2$	$\begin{bmatrix} e_{2G} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ 0 & e_{34y} & e_{3Gy} \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & e_{43y} & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{2G} \\ f_{34} \\ f_{3G} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{e2} \\ f_{e3y} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$
	$A_{3y}$			
	$A_{1x}$			
	$A_{4x}$			
CA4	$A_2$	$\begin{bmatrix} \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ e_{34} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ e_{43x} & e_{4O} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{34} \\ f_{4O} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{e2} \\ f_{e3} \\ 0 \end{bmatrix}$
	$A_3$			
	$A_{4x}$			

Tableau A.2 – Croix considérées, nœuds considérés pour l'application de l'équilibre statique, matrices et vecteurs correspondant aux éléments élastiques pour le calcul des efforts internes.

avec  $\mathbf{0}_{m \times n}$  la matrice de zéros de dimensions  $m \times n$  et  $f_{cij}$  la force appliquée au câble attaché aux nœuds  $A_i$  et  $A_j$ .

## Efforts internes - Cas à vide

### Croix actionnée à quatre ressorts

Pour le cas à vide,  $f_{ext} = \mathbf{0}$ . La croix actionnée possédant quatre ressorts a toujours les deux mêmes inconnues lors du cas à vide, c'est-à-dire les forces dans les barres. Les équations considérées sont les équations de la statique appliquées au nœuds  $A_2$  et  $A_3$  suivant  $x$ . Le système d'équation s'écrit tel que :

$$\underbrace{\begin{bmatrix} e_{42x} & 0 \\ 0 & e_{13x} \end{bmatrix}}_{A_n} \underbrace{\begin{bmatrix} f_{b24} \\ f_{b13} \end{bmatrix}}_{t_n} + \underbrace{\begin{bmatrix} e_{21x} & 0 & e_{23x} \\ 0 & e_{34x} & e_{32x} \end{bmatrix}}_{A_e} \underbrace{\begin{bmatrix} f_{r12} \\ f_{r34} \\ f_{r23} \end{bmatrix}}_{t_e} = \underbrace{\mathbf{0}}_{f_{ext}} \quad (A.4)$$

### Croix à câbles actionnés

Dans le cas à vide, les efforts internes des croix actionnées par câbles peuvent être analysés en considérant seulement deux câbles dans chaque structure. Chaque croix actionnée par câbles présente alors quatre inconnues, deux pour les barres et deux pour les câbles. Les nœuds considérés pour l'écriture des équations ainsi que les expressions des matrices et des vecteurs exploités sont récapitulés en Tab. A.3.

## Annexe A. Détermination des efforts internes des croix actionnées

Croix	Nœuds	$A_n$	$t_n$	$A_e$	$t_e$
CA1	$A_2$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{21} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{42} \\ \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{34} & \mathbf{e}_{13} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{c12} & f_{c34} & f_{b13} & f_{b24} \end{bmatrix}^T$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{23} \\ \mathbf{e}_{32} \end{bmatrix}$	$f_{r23}$
	$A_3$				
CA2	$A_1$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{14} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{31} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{23} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{42} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{c14} & f_{c23} & f_{b13} & f_{b24} \end{bmatrix}^T$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{12} \\ \mathbf{e}_{21} \end{bmatrix}$	$f_{r12}$
	$A_2$				
CA3	$A_1$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{12} & \mathbf{e}_{14} & \mathbf{e}_{31} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ \mathbf{e}_{21} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{42} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{c12} & f_{c14} & f_{b13} & f_{b24} \end{bmatrix}^T$	$\begin{bmatrix} \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ \mathbf{e}_{23} \end{bmatrix}$	$f_{r23}$
	$A_2$				
CA4	$A_2$	$\begin{bmatrix} \mathbf{e}_{21} & \mathbf{e}_{23} & \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{42} \\ \mathbf{0}_{2 \times 1} & \mathbf{e}_{32} & \mathbf{e}_{13} & \mathbf{0}_{2 \times 1} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} f_{c12} & f_{c23} & f_{b13} & f_{b24} \end{bmatrix}^T$	$\begin{bmatrix} \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ \mathbf{e}_{34} \end{bmatrix}$	$f_{r34}$
	$A_3$				

Tableau A.3 – Croix considérées, nœuds considérés pour l'application de l'équilibre statique, matrices et vecteurs utilisés pour le calcul des efforts internes dans le cas à vide.

# B Algorithme pour la génération de l'espace de travail

---



---

```

1: endOfWorkspace := false
2: configurationFound := false
3: stateρ1 := decrease
4: stateρ2 := decrease
5: qg := qg0 ▷ qg0 les coordonnées généralisées de la configuration initiale
6: ρ1 := ρ10 ▷ Initialisation des variables articulaires, [ρ10, ρ20]T ⊂ qg0
7: ρ2 := ρ20
8: while endOfWorkspace = false do
9:   ▷ Détermination de la position d'équilibre avec un algorithme de minimisation non-linéaire
10:  qg := solve ( Φ(qg) = 0,  $\frac{\partial U(\mathbf{q}_g)}{\partial \mathbf{q}_u} = 0$  )
11:  ▷ Vérification de la configuration de tensesité et des limites d'assemblage
12:  if  $\frac{\partial^2 U(\mathbf{q}_g)}{\partial \mathbf{q}_u^2} > 0$  & te(qg) > 0 & {θ1, θ2, θ3} ∈ [0, π] & A1x < A4x then
13:    save qg ▷ La configuration est dans l'espace de travail
14:    configurationFound := true
15:    [ρ1, stateρ1] := MODIFIER(ρ1, stateρ1)
16:  else ▷ Limites de l'espace atteintes
17:    if configurationFound = false then
18:      endOfWorkspace := true
19:    else
20:      configurationFound := false
21:      stateρ1 := decrease
22:      ρ1 := ρ10 ▷ Réinitialisation de ρ1
23:      [ρ2, stateρ2] := MODIFIER(ρ2, stateρ2)
24:    end if
25:  end if
26: end while

```

---

## Annexe B. Algorithme pour la génération de l'espace de travail

---

```
1: function MODIFIER( $\rho_i$  ,  $state_{\rho_i}$ )  
2:   if  $state_{\rho_i} = decrease$  then  
3:      $\rho_i := \rho_i - \delta\rho_i$   
4:     if  $\rho_i < limit_{\rho_i}$  then  
5:        $state_{\rho_i} := increase$   
6:     end if  
7:   else  
8:      $\rho_i := \rho_i + \delta\rho_i$   
9:   end if  
10:  return [ $\rho_i, state_{\rho_i}$ ]  
11: end function
```

---

▷  $\delta\rho_i$  un incrément infinitésimal

# C

## Cartes d'évaluation des croix actionnées

---

Dans cette annexe, l'ensemble des cartes de performance générées lors de l'étude de la croix de Snelson actionnée est fourni. L'annexe est divisée en quatorze sections. Pour chacune d'entre elles, l'ensemble des cartes d'évaluation pour un critère et un espace de représentation est donné. Elles sont listées ci-dessous.

- Orientation  $\varphi$  - Espace opérationnel
- Orientation  $\varphi$  - Espace articulaire
- Manipulabilité  $\mu_d$  - Espace opérationnel
- Manipulabilité  $\mu_d$  - Espace articulaire
- Énergie potentielle  $U$  - Espace opérationnel
- Énergie potentielle  $U$  - Espace articulaire
- Effort maximal dans les barres  $f_b$  - Espace opérationnel
- Effort maximal dans les barres  $f_b$  - Espace articulaire
- Effort maximal dans les ressorts  $f_r$  - Espace opérationnel
- Effort maximal dans les ressorts  $f_r$  - Espace articulaire
- Effort maximal dans les câbles  $f_c$  - Espace opérationnel
- Effort maximal dans les câbles  $f_c$  - Espace articulaire
- Forces admissibles
- Moments admissibles et matrice de compliance

Cette annexe peut alors être utilisée comme un abaque d'aide à la conception. Le regroupement en sections proposé permet alors de rapidement comparer l'ensemble des mécanismes pour un critère donné. Ces cartes permettent également de déterminer les performances qui peuvent être attendues pour chacun des critères proposés. Pour faciliter les comparaisons, les échelles de couleur sont communes pour toutes les cartes d'une même section, à l'exception de la manipulabilité pour des raisons de lisibilité. Pour ces mêmes raisons, certaines cartes de manipulabilité sont également affichées avec une échelle logarithmique.

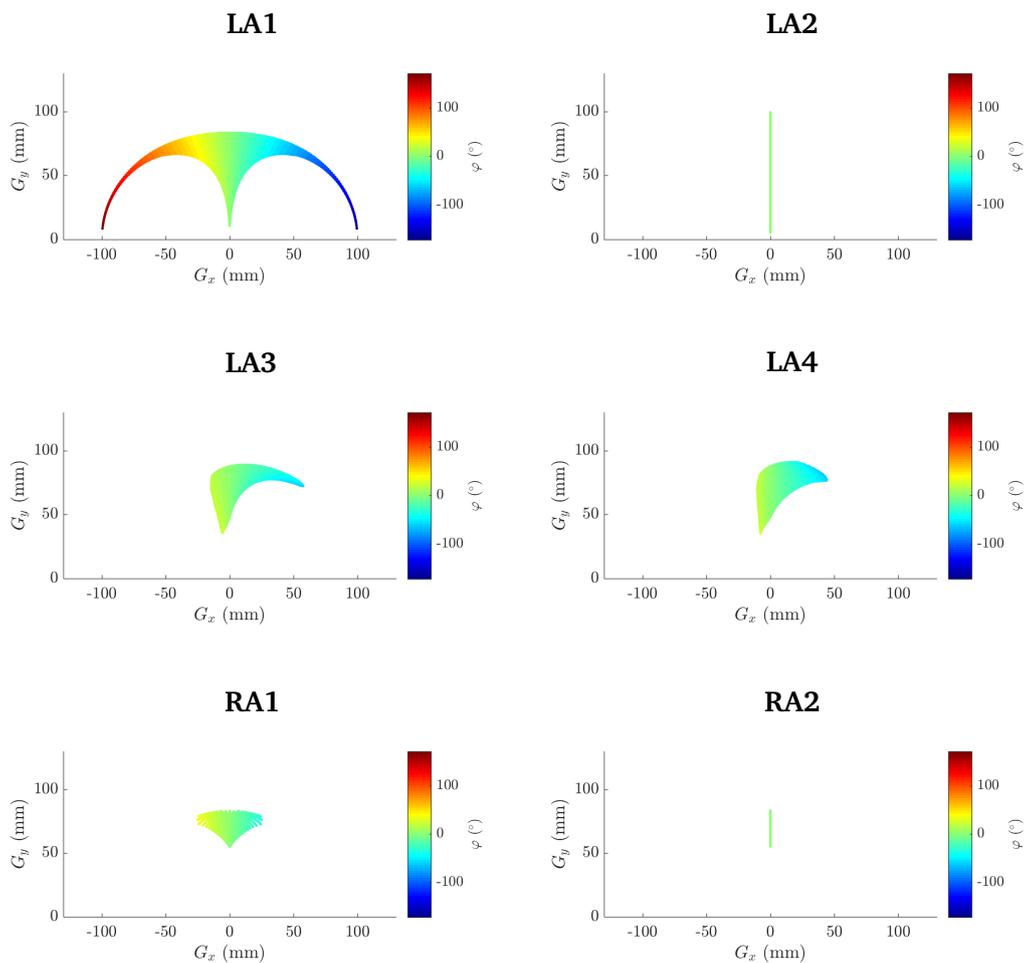
On rappelle que les acronymes utilisés pour identifier les croix actionnées sont récapitulés au chapitre 2 en Tab. 2.1. Les paramètres en Tab. C.1 sont utilisés pour la génération de ces cartes et peuvent varier lorsqu'ils sont actionnés.

## Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées

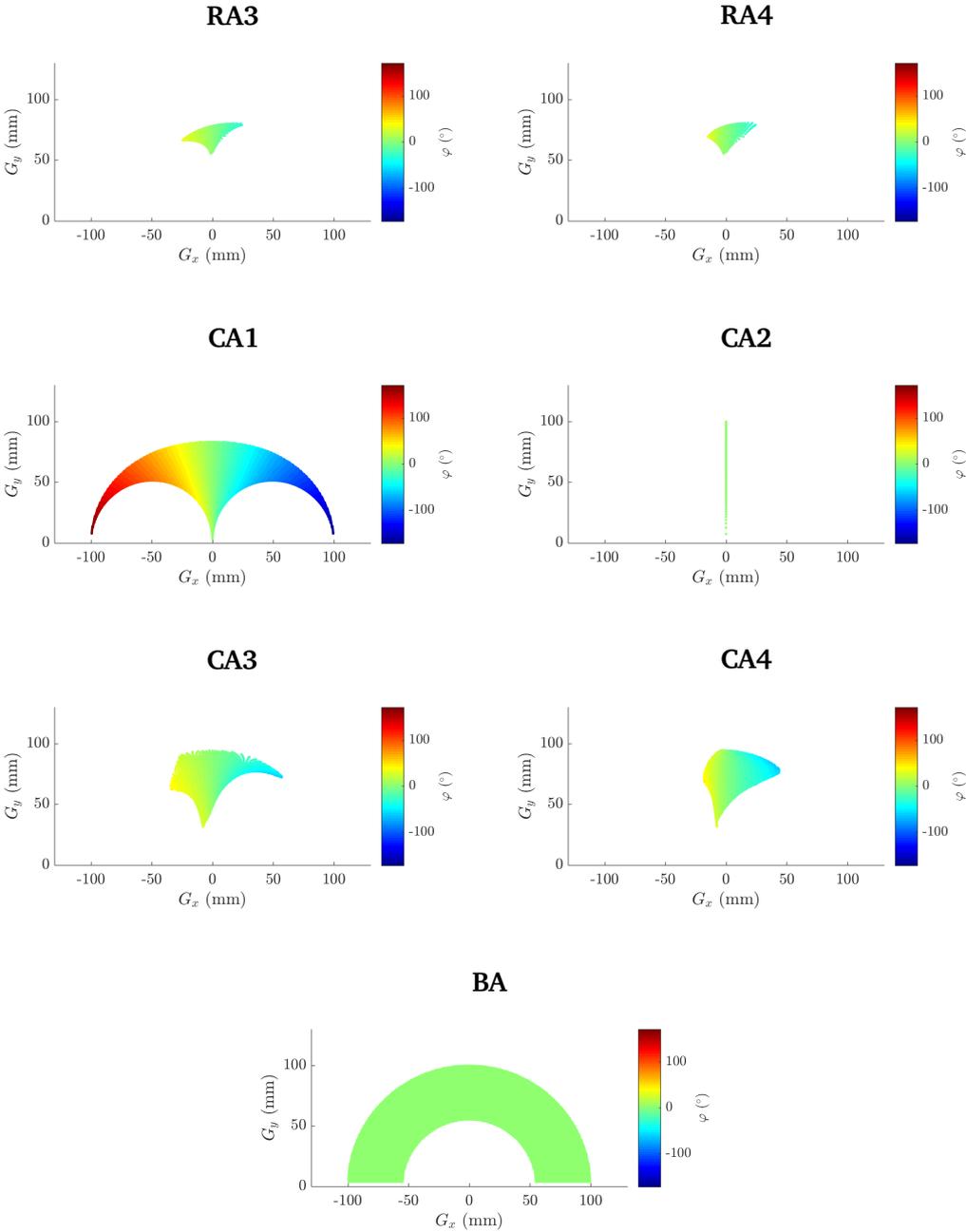
Désignation	Variable	Unité	Valeur
Longueur des barres	$l_b$	(mm)	100
Raideur des ressorts	$k$	(N/mm)	0.02
Longueur à vide des ressorts	$l_0$	(mm)	50
Élongation admissible des ressorts	$\delta_e$	(mm)	[5, 100]

Tableau C.1 – Tableau des paramètres utilisés pour la génération des cartes d'évaluation.

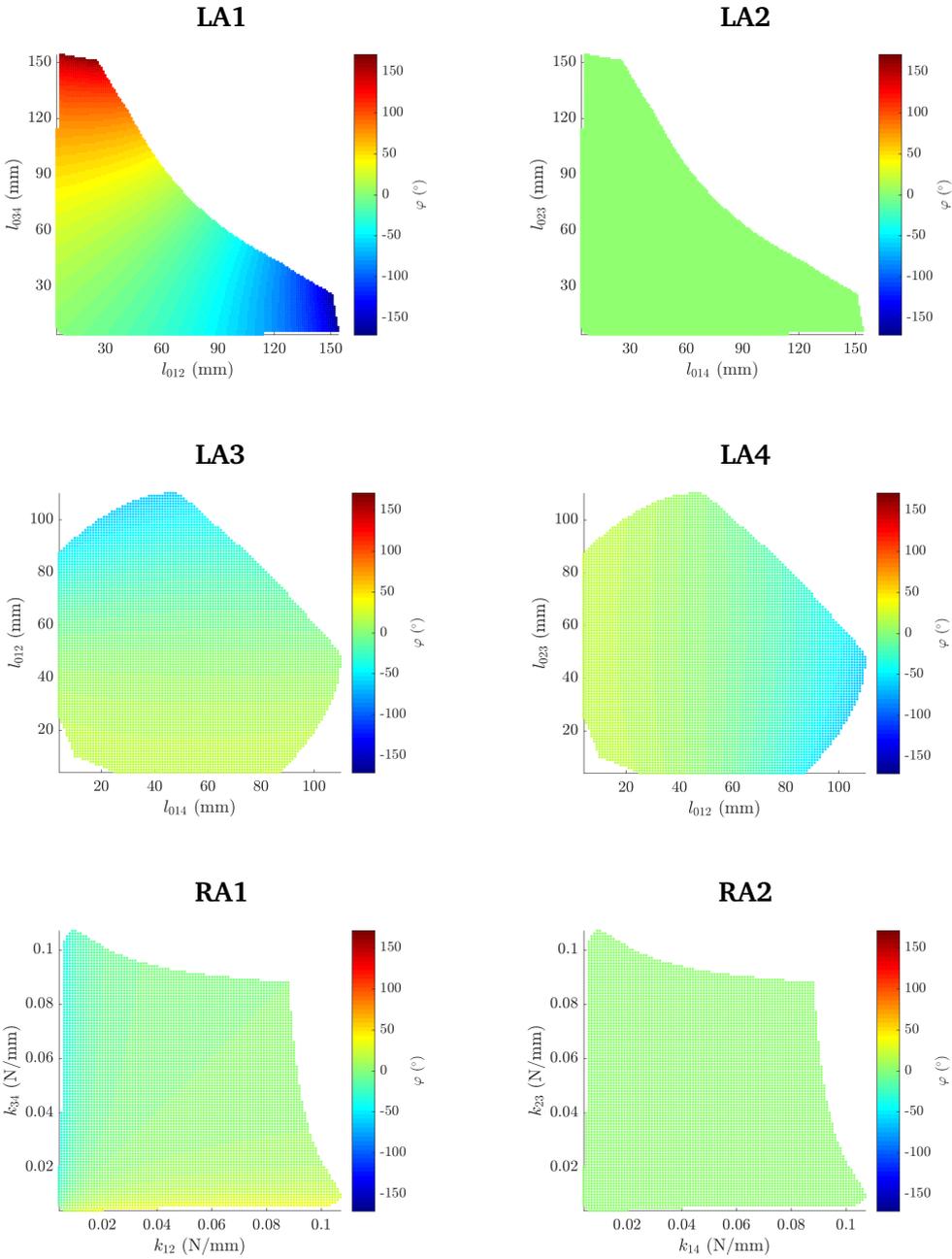
### Orientation $\varphi$ - Espace opérationnel



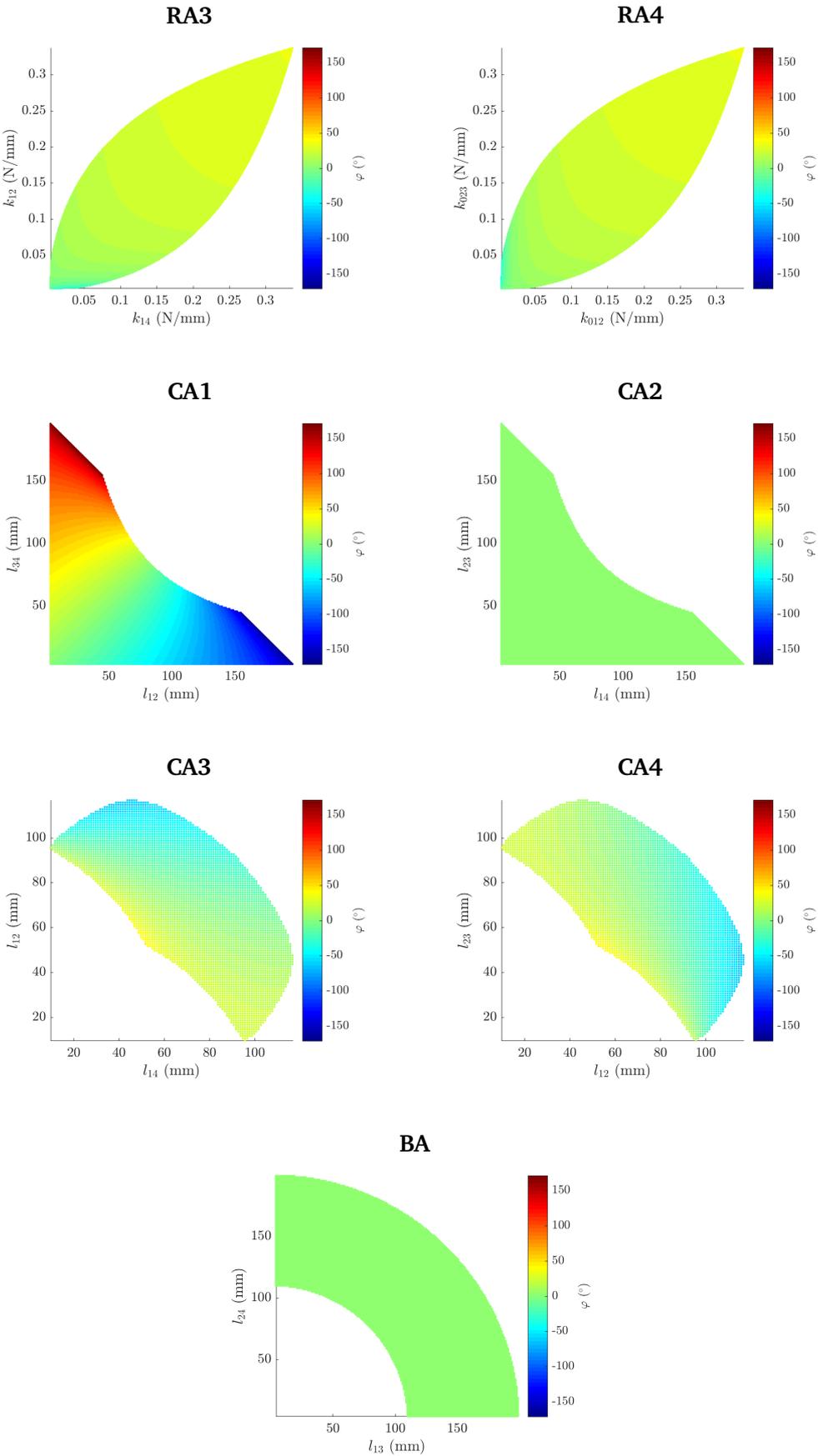
Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées



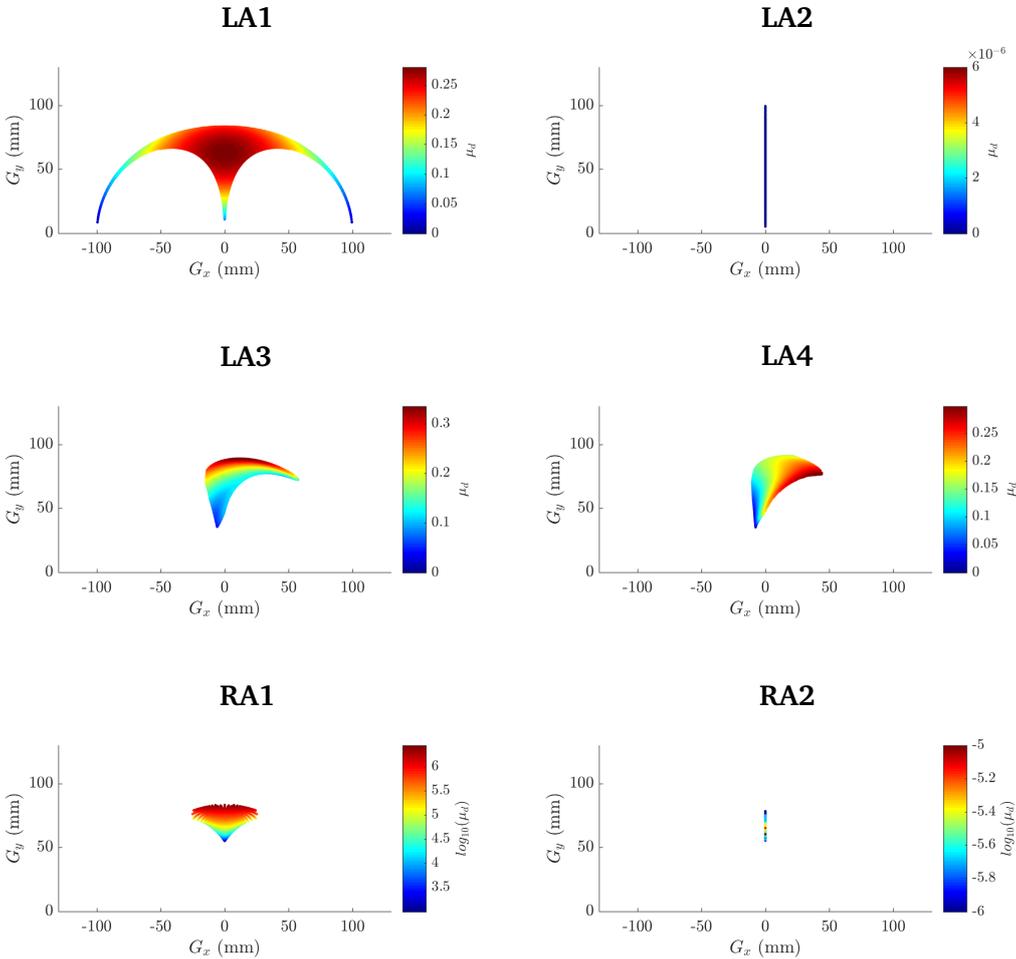
### Orientation $\varphi$ - Espace articulaire



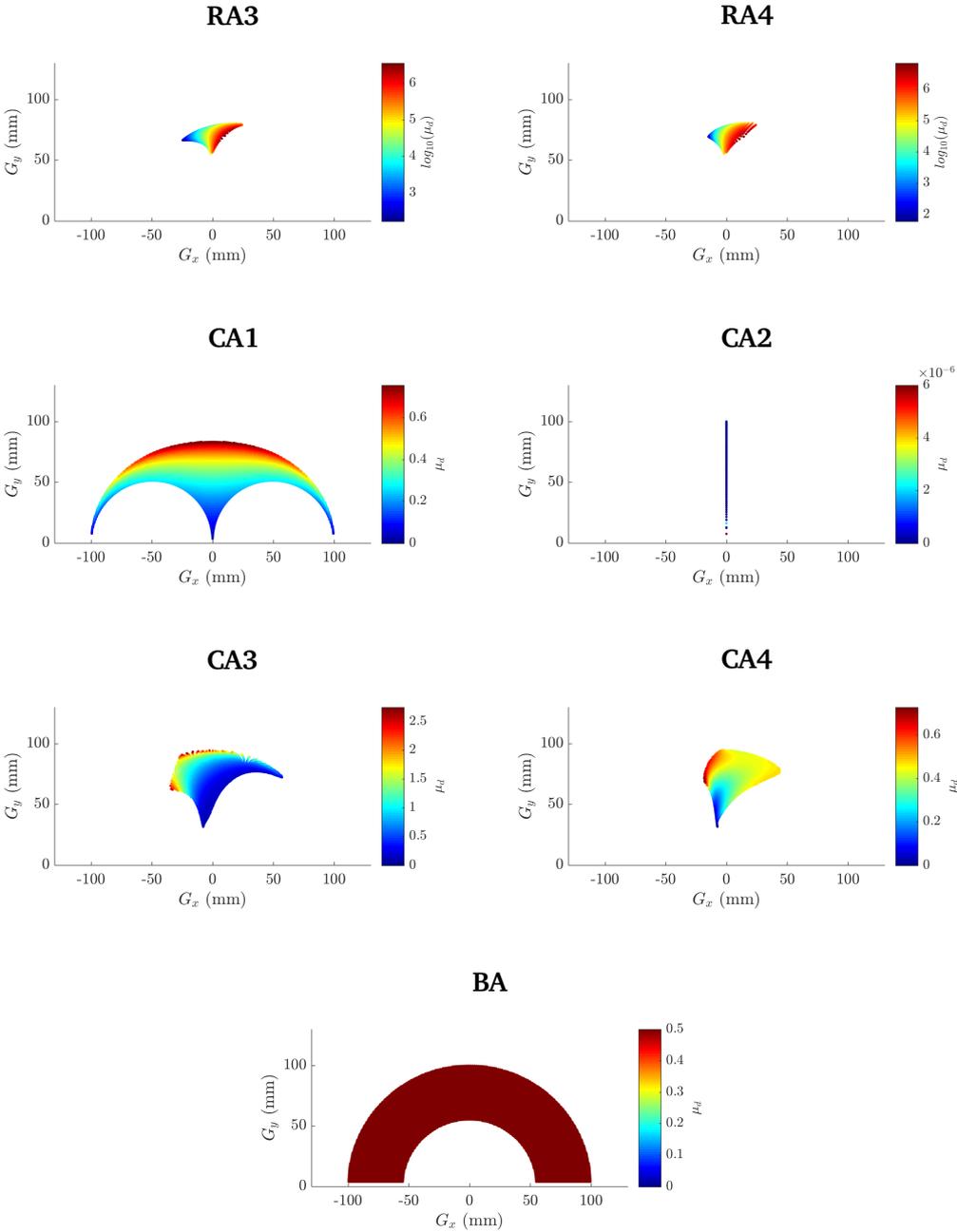
**Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées**



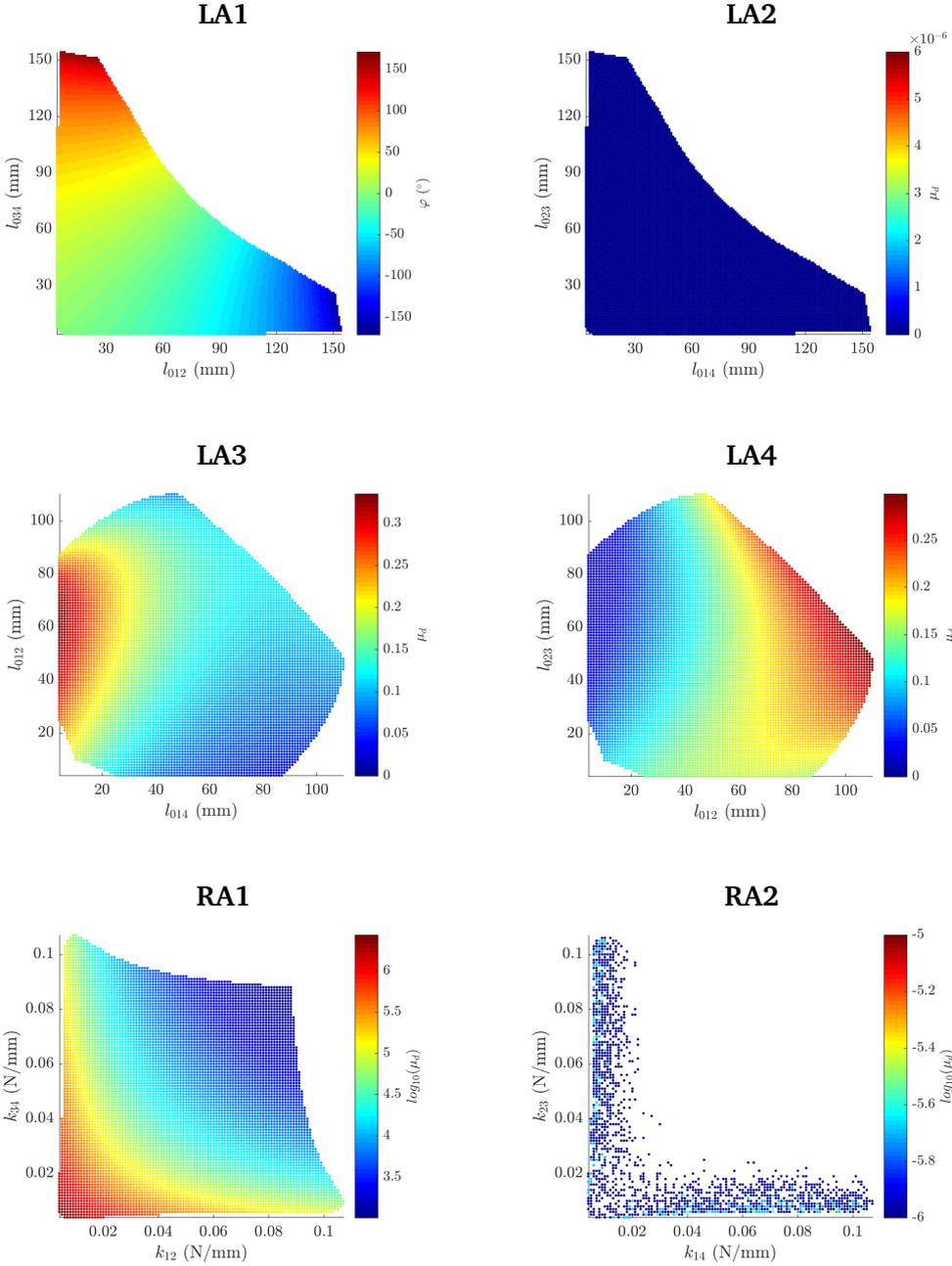
### Manipulabilité $\mu_d$ - Espace opérationnel



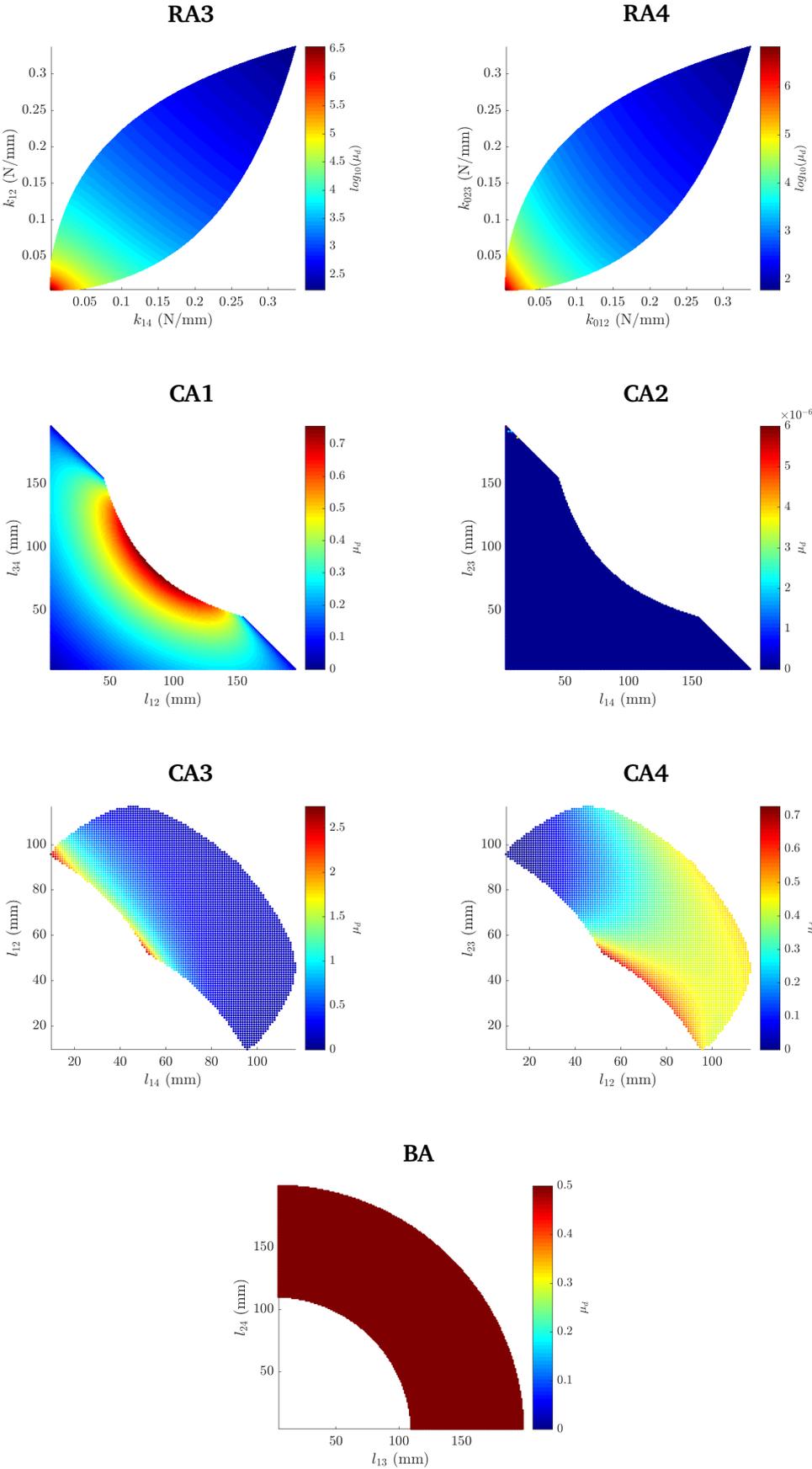
**Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées**



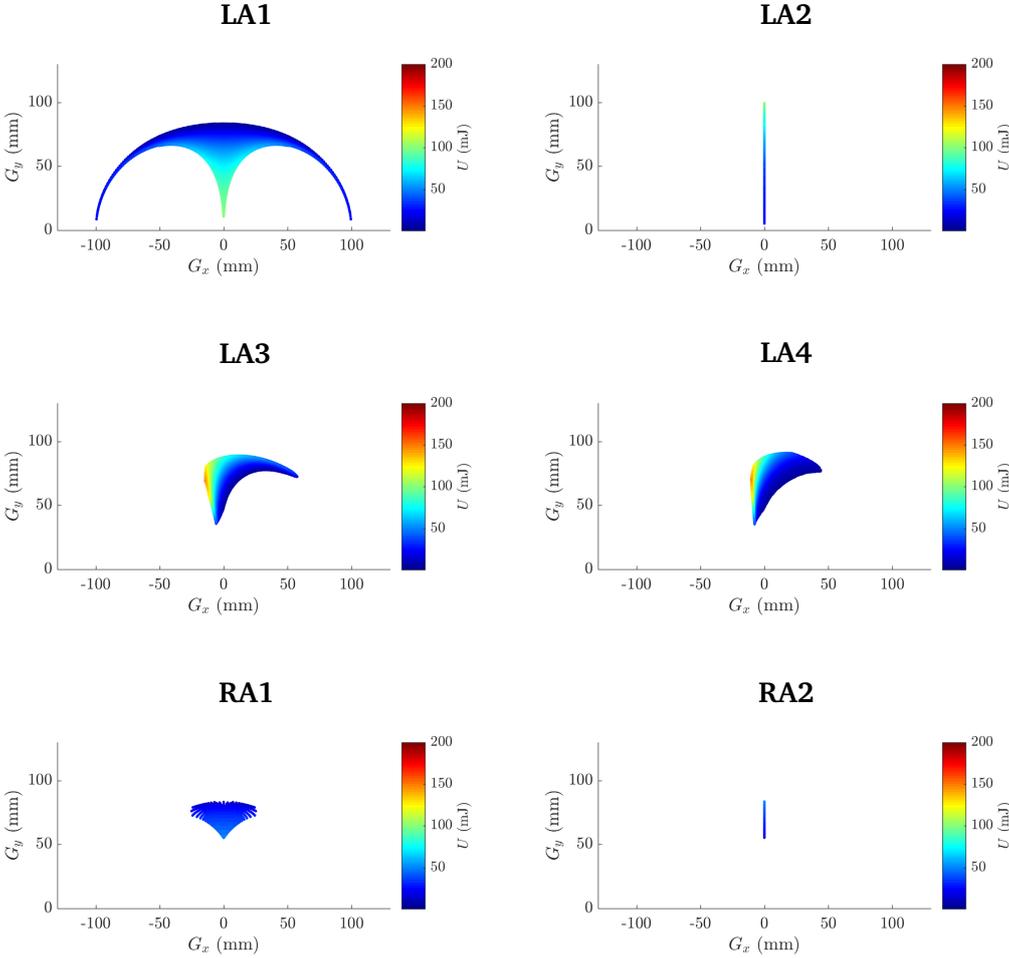
### Manipulabilité $\mu_d$ - Espace articulaire



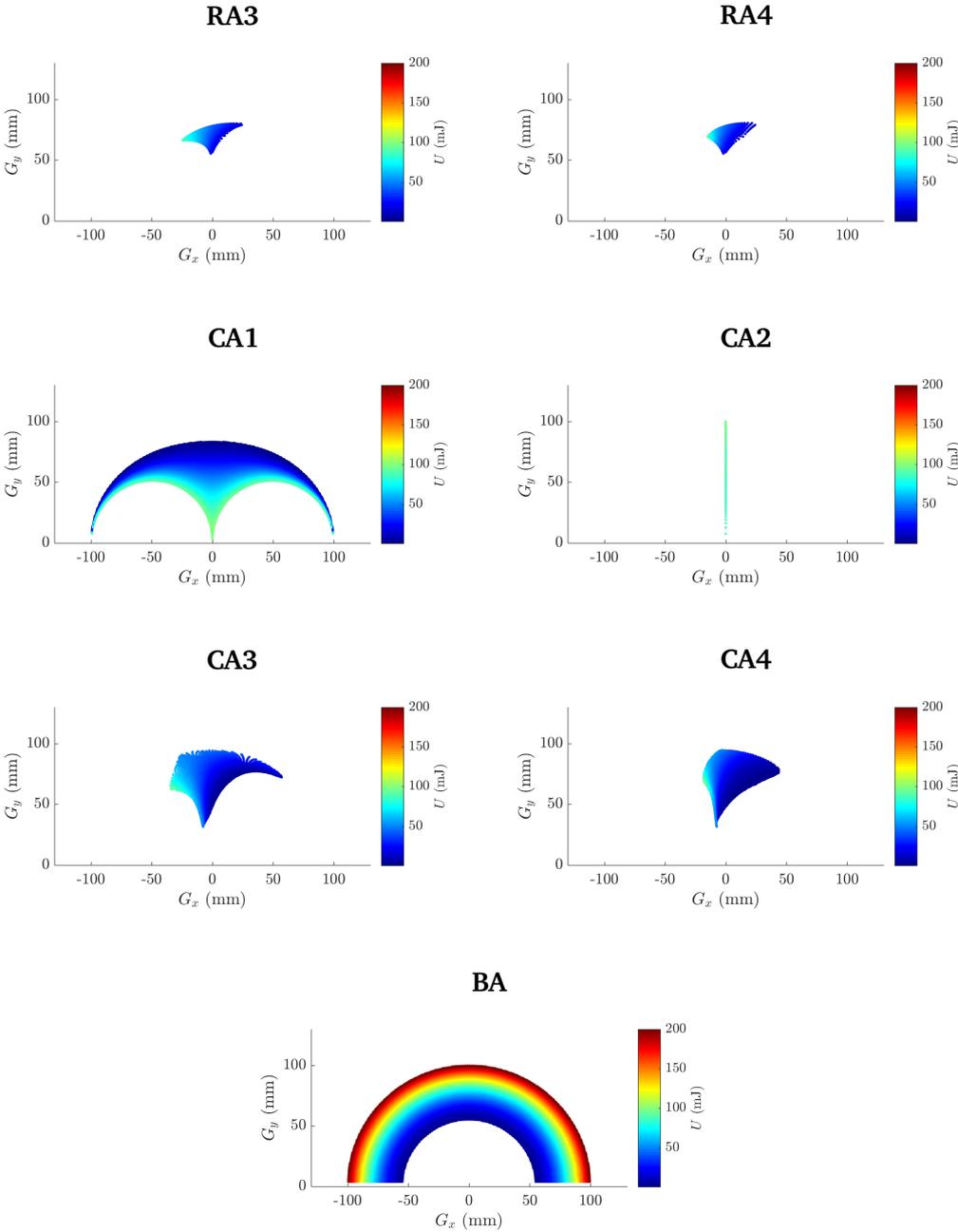
Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées



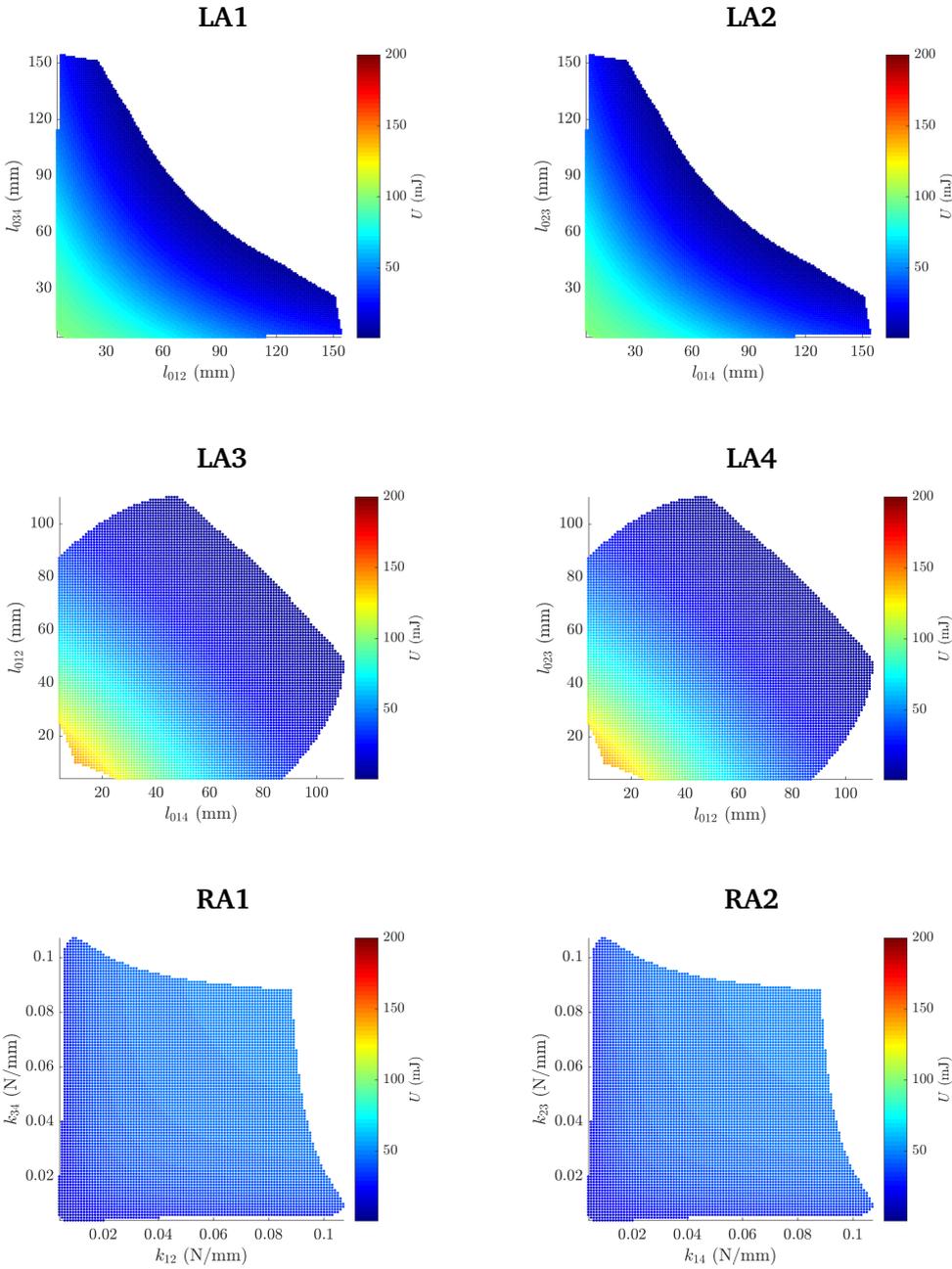
### Énergie potentielle $U$ - Espace opérationnel



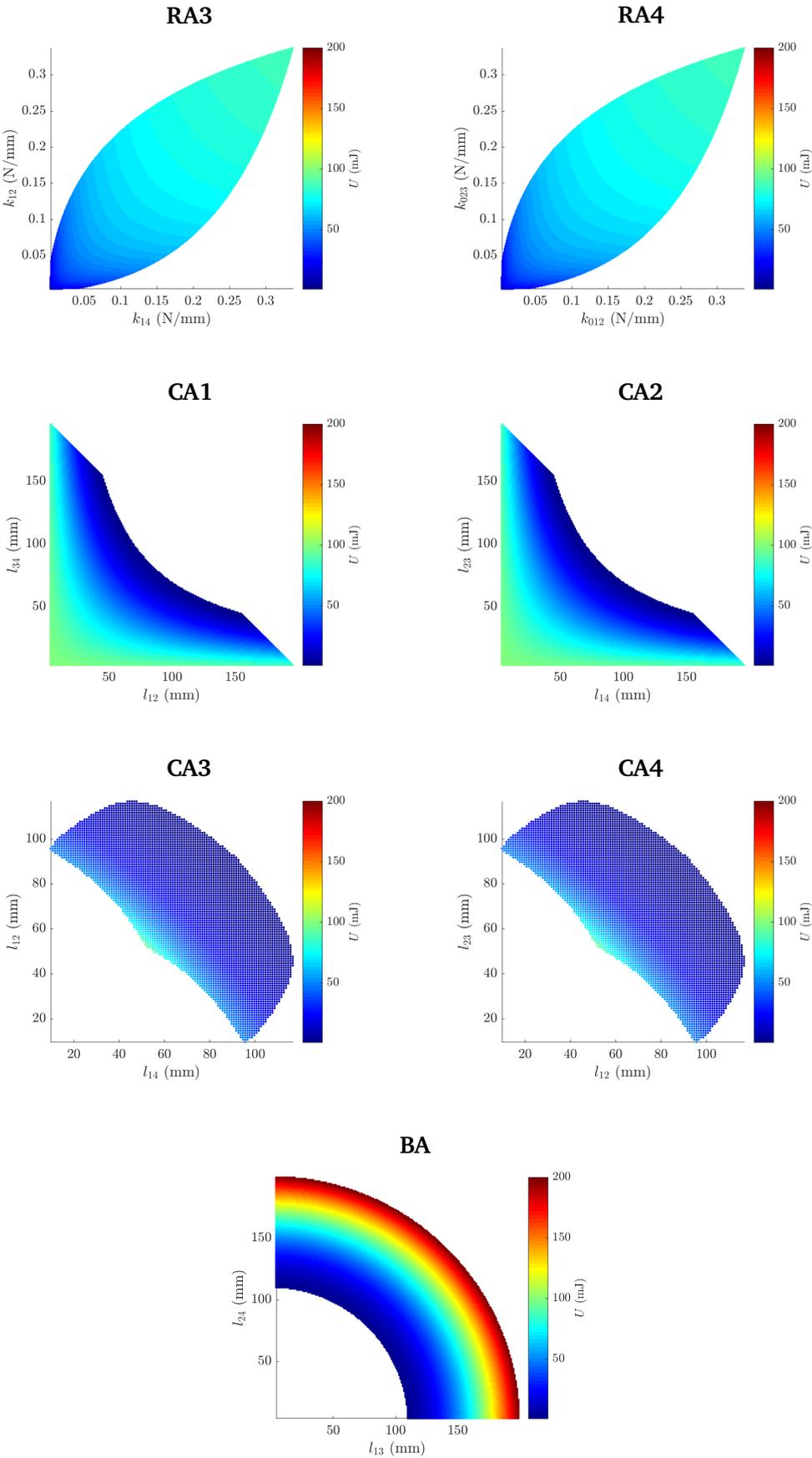
**Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées**



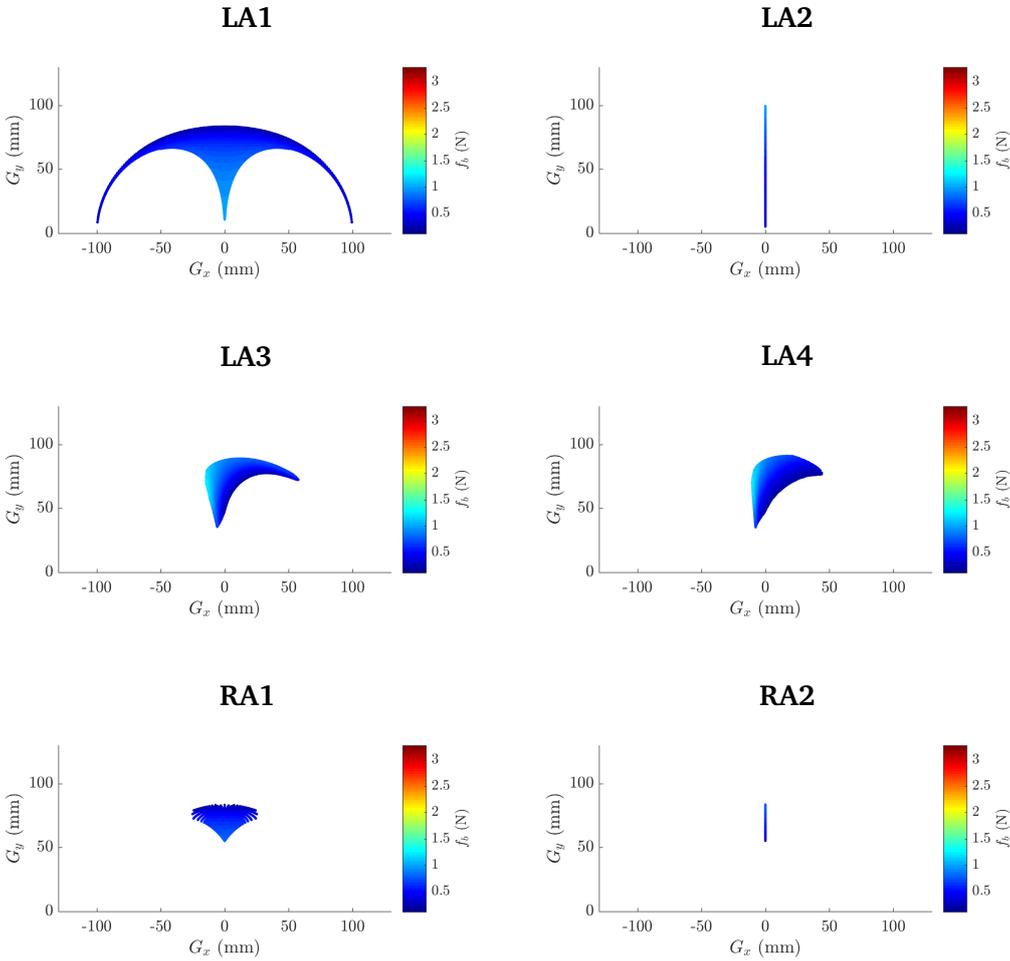
### Énergie potentielle $U$ - Espace articulaire



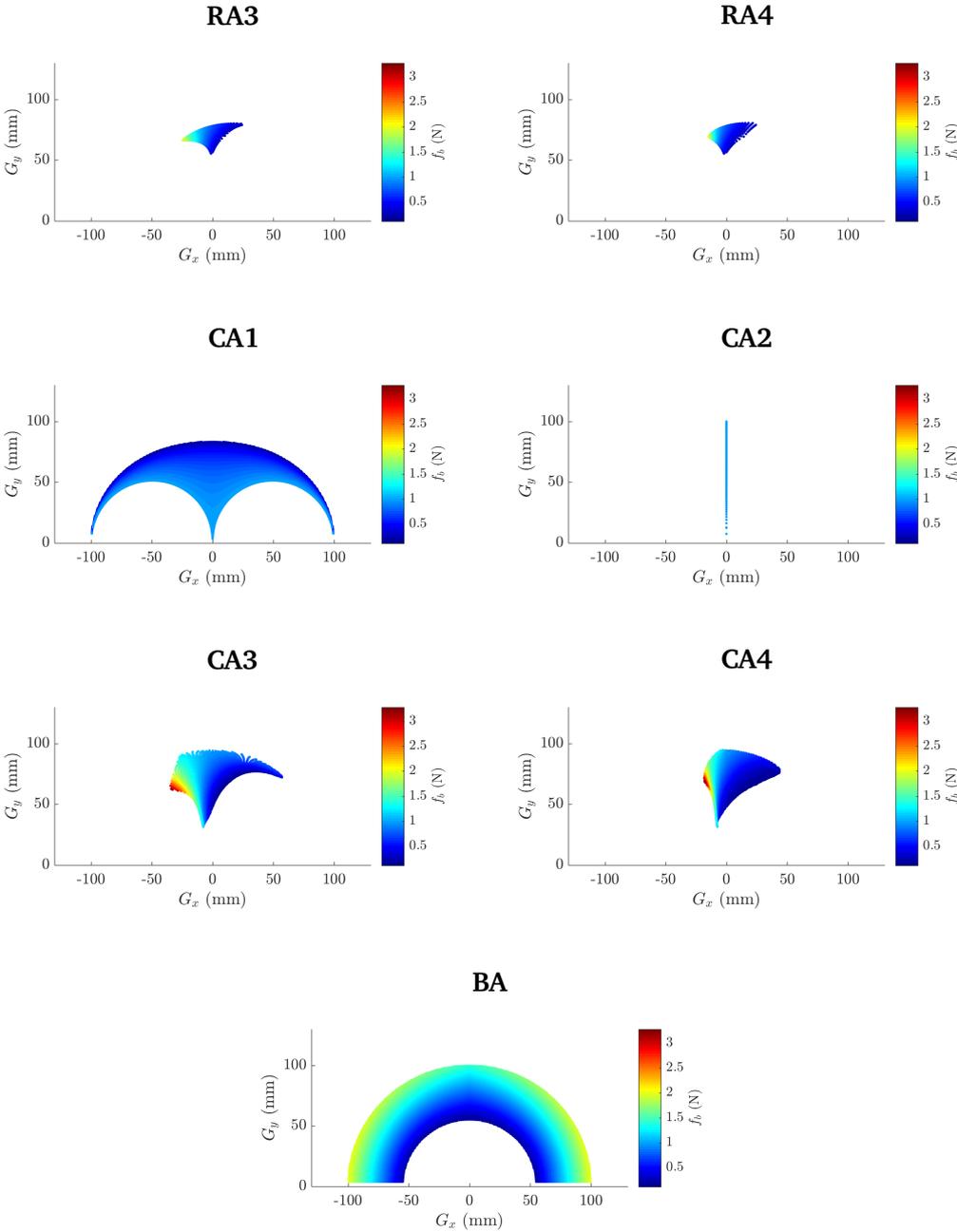
Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées



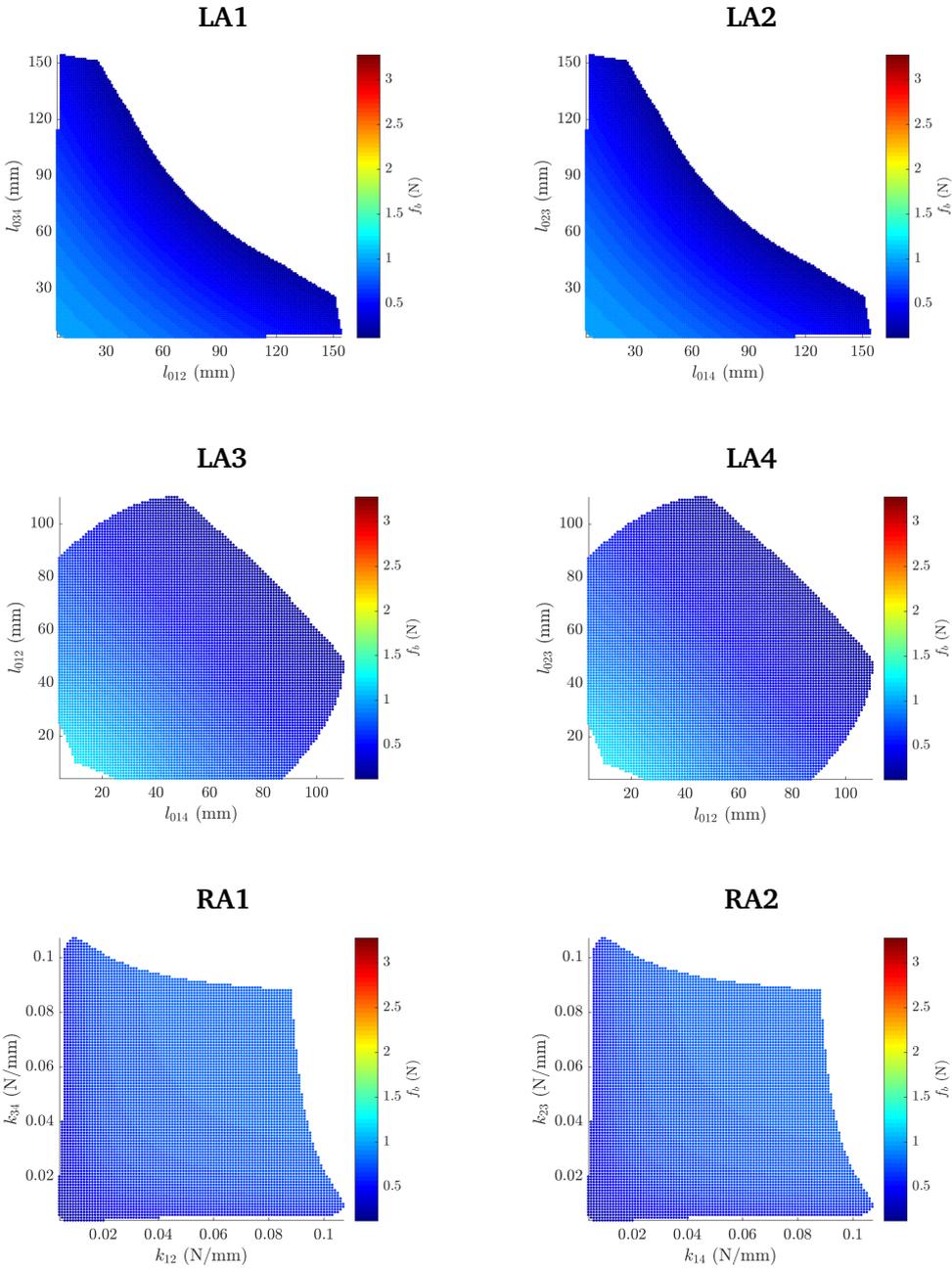
### Effort maximal dans les barres $f_b$ - Espace opérationnel



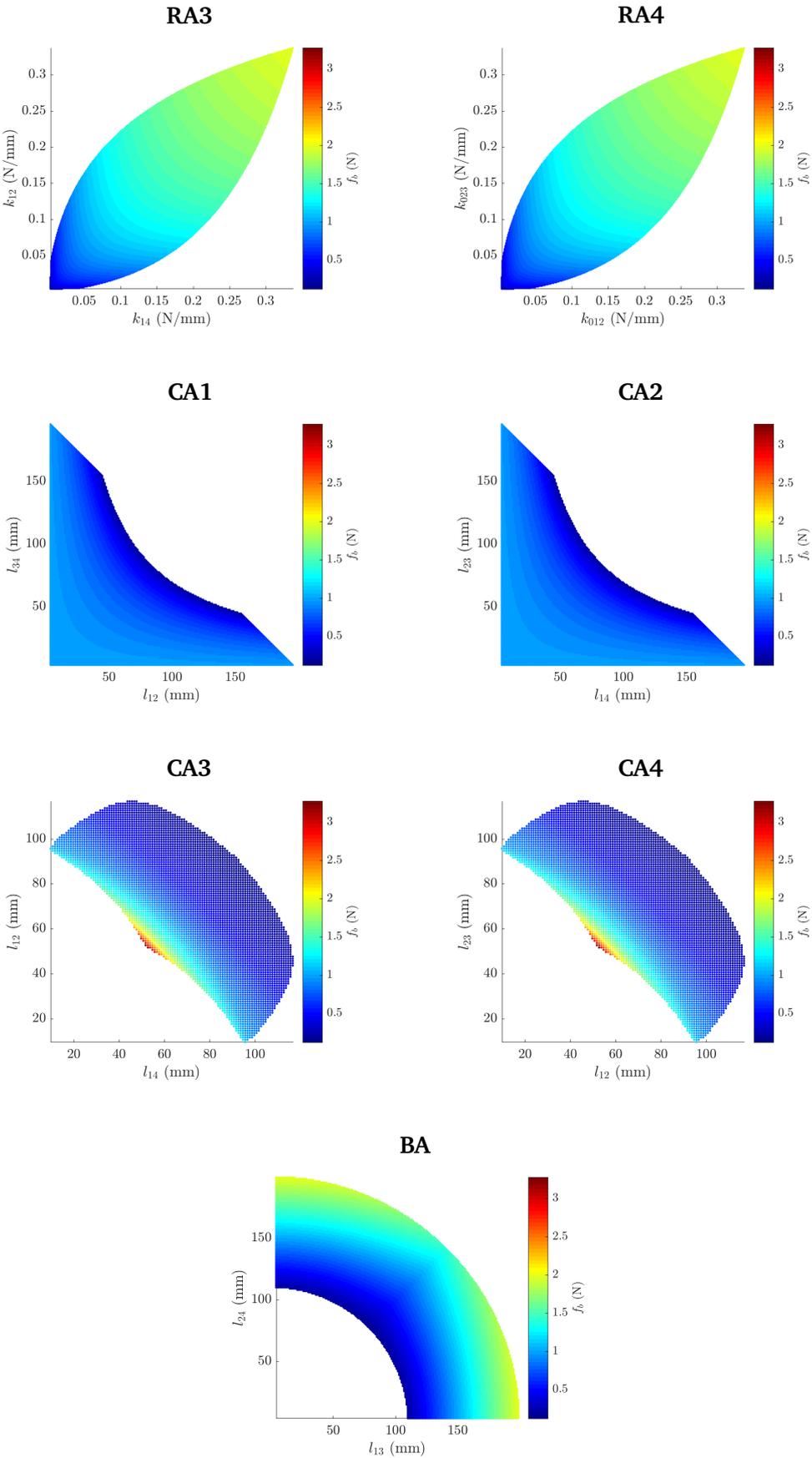
Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées



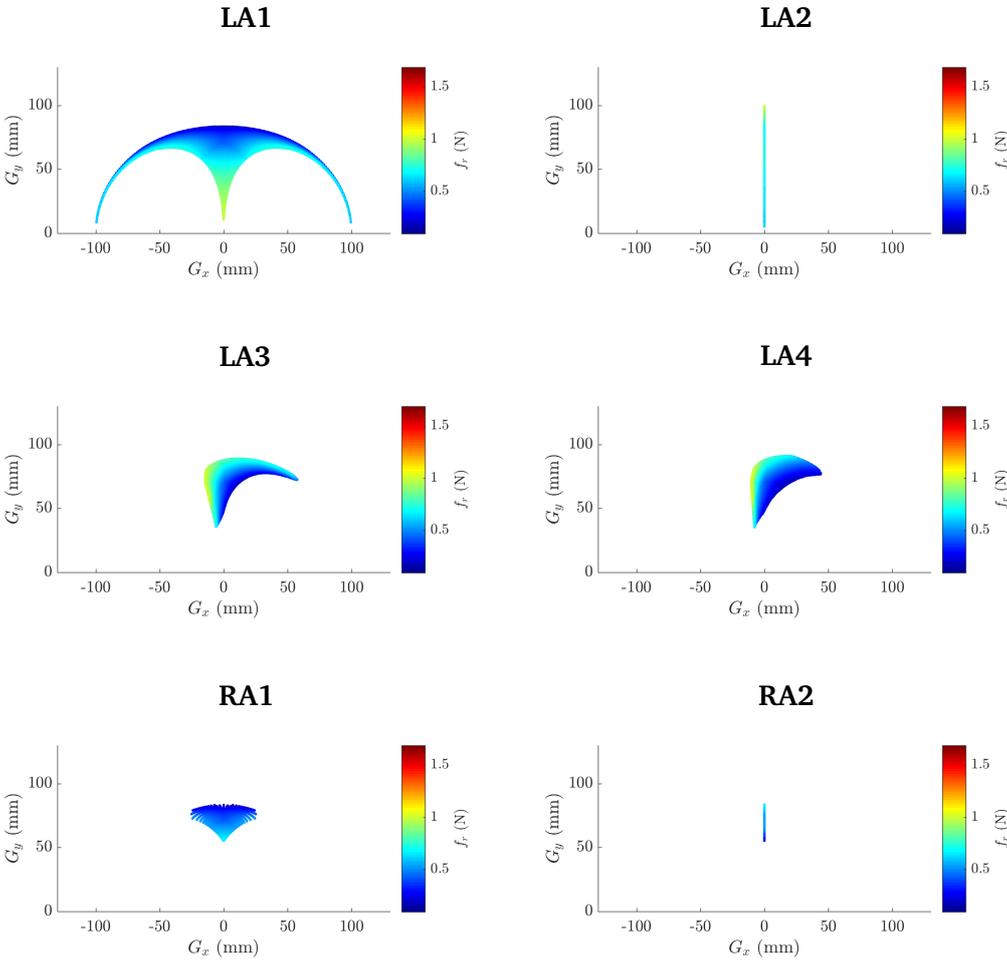
### Effort maximal dans les barres $f_b$ - Espace articulaire



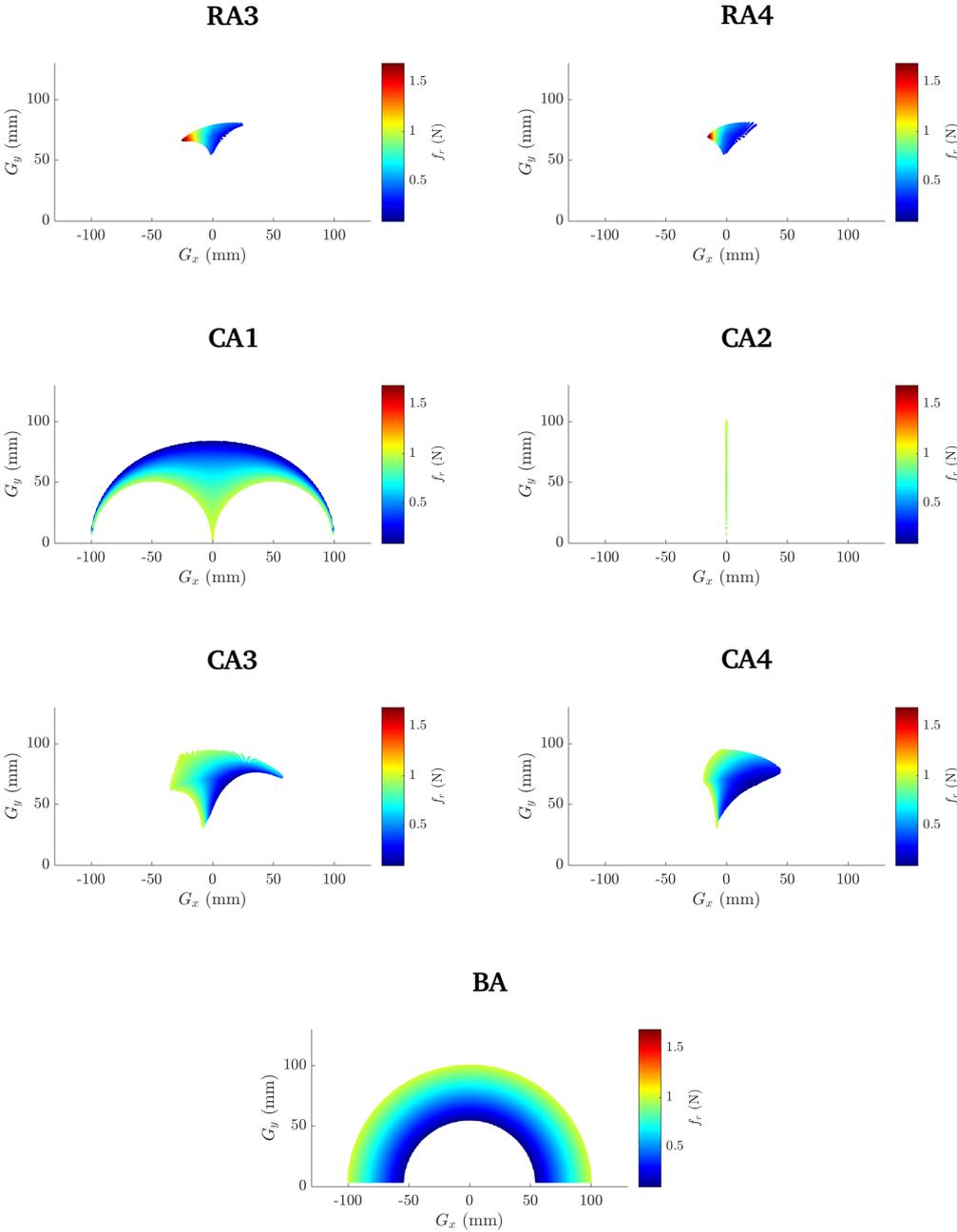
Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées



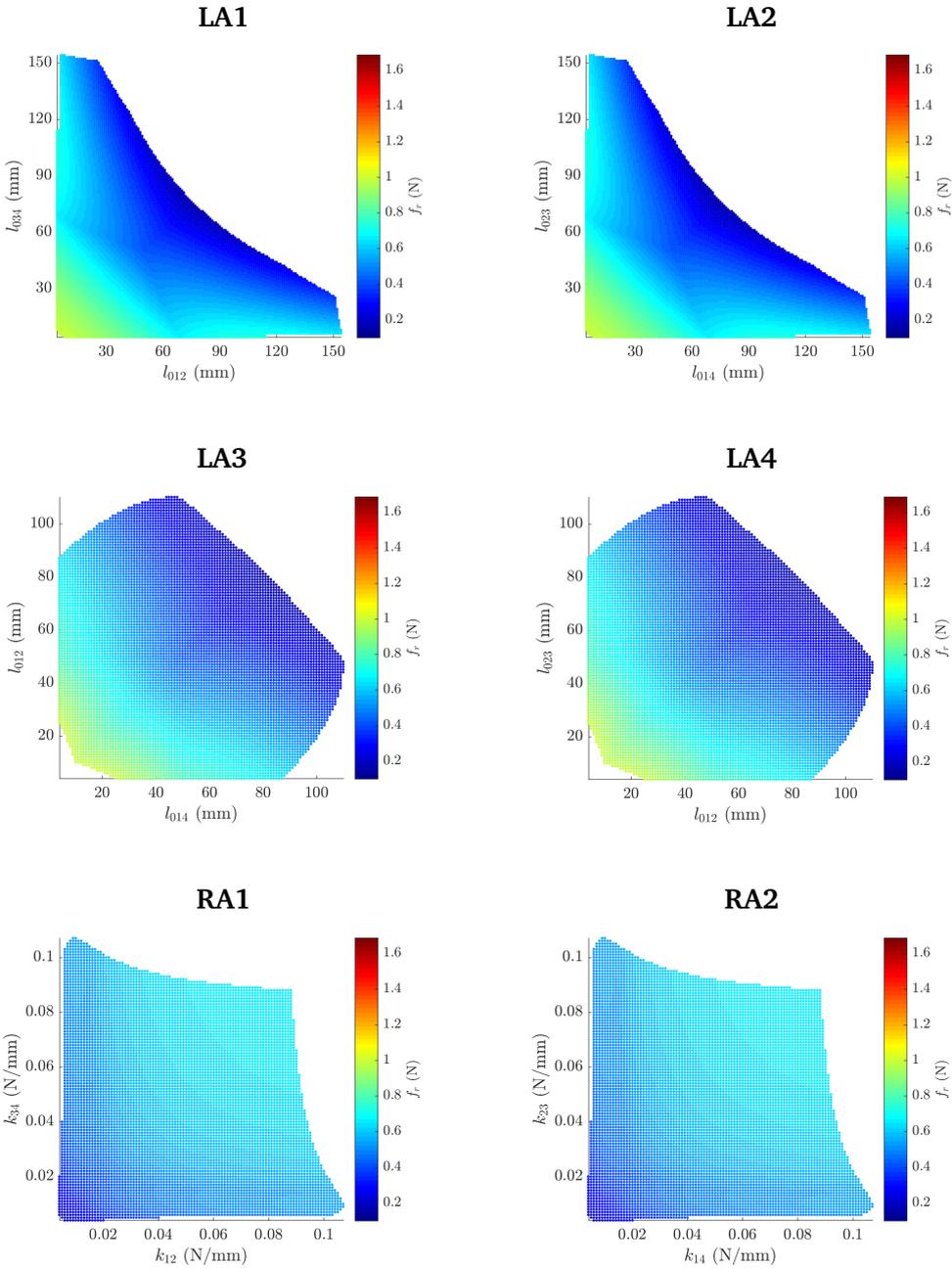
Effort maximal dans les ressorts  $f_r$  - Espace opérationnel



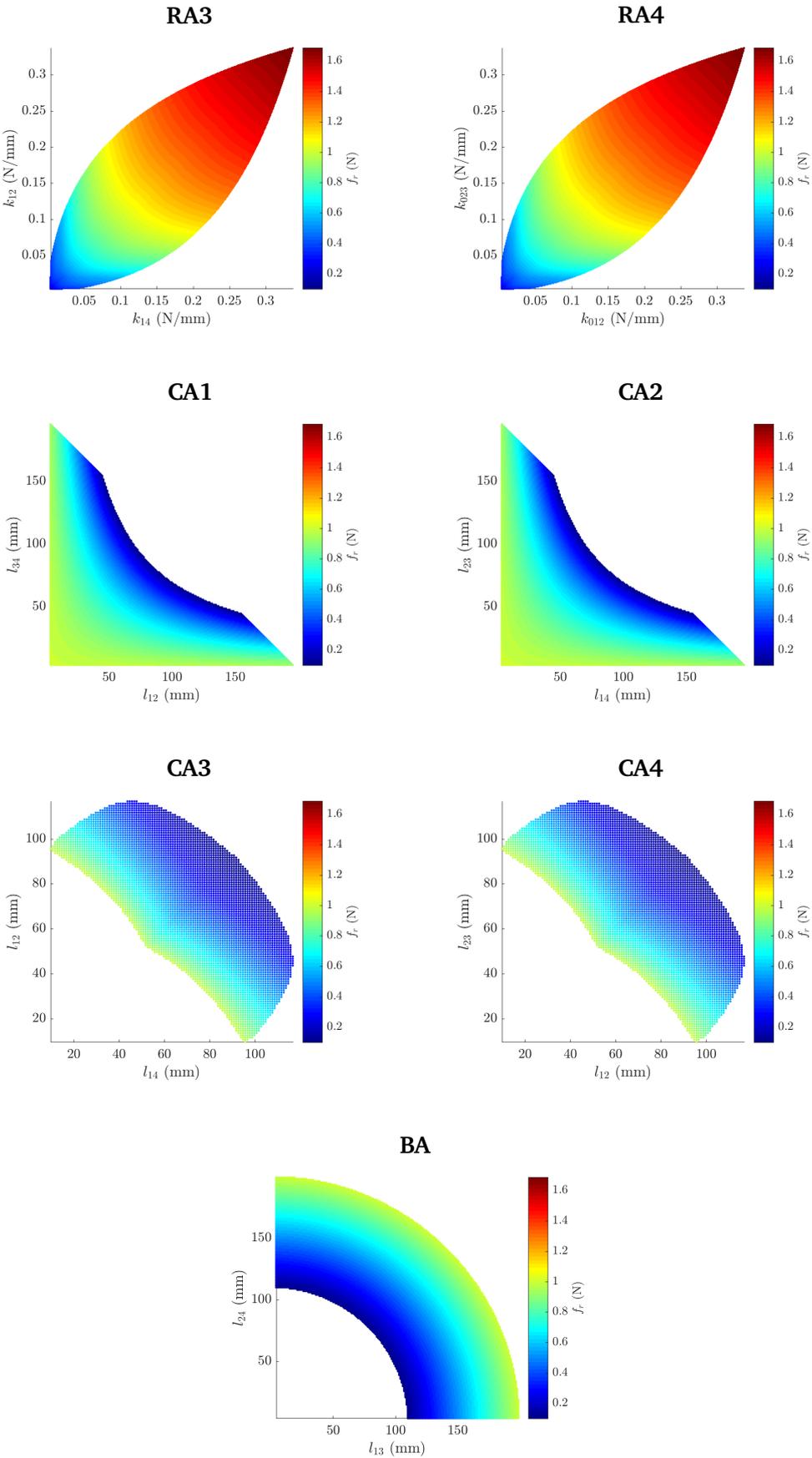
Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées



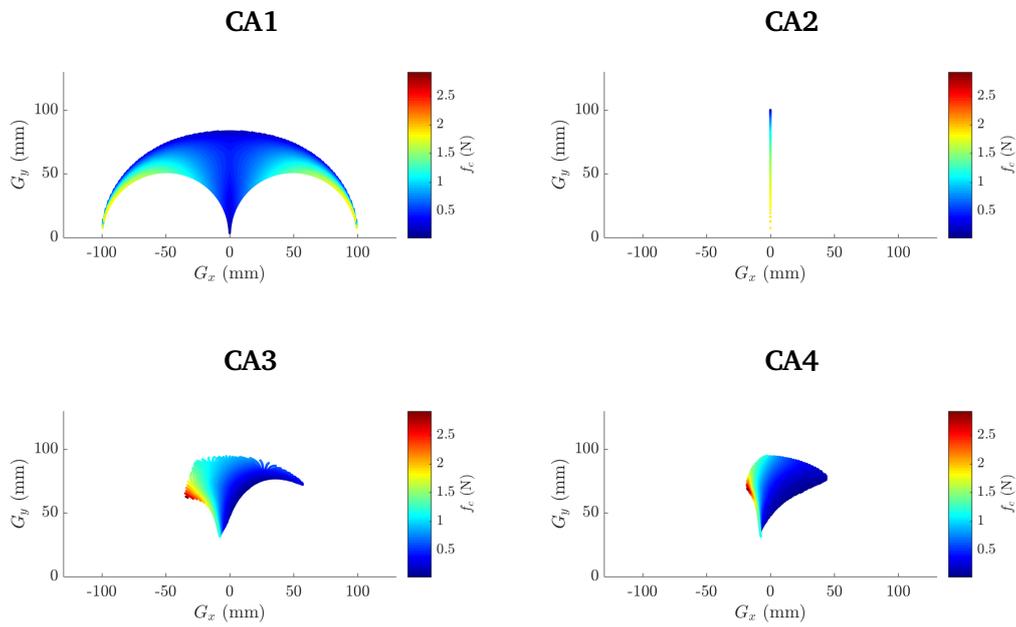
### Effort maximal dans les ressorts $f_r$ - Espace articulaire



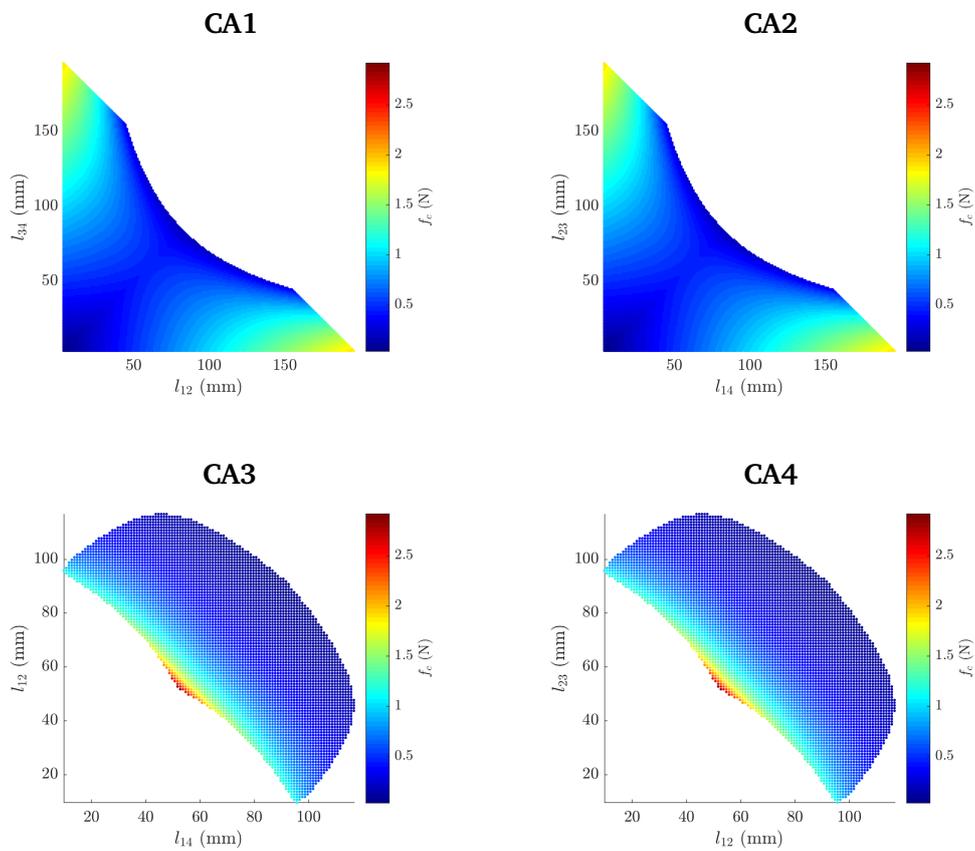
**Annexe C. Cartes d'évaluation des croix actionnées**



### Effort maximal dans les câbles $f_c$ - Espace opérationnel



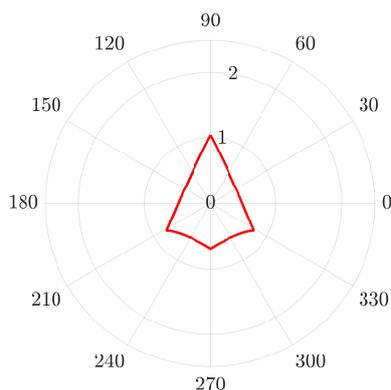
### Effort maximal dans les câbles $f_c$ - Espace articulaire



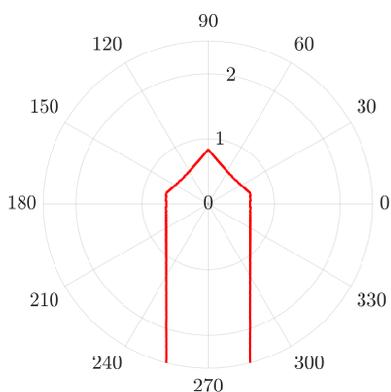
## Forces admissibles maximales

Les forces admissibles maximales sont affichées sous forme de coordonnées polaires, avec l'orientation en degrés représentant la direction de la force appliquée et le rayon représentant l'amplitude de la force en newtons. L'ensemble des forces admissibles est défini par la surface inscrite à la courbe tracée. Les résultats sont générés uniquement pour la configuration initiale, soit lorsque la croix forme un carré.

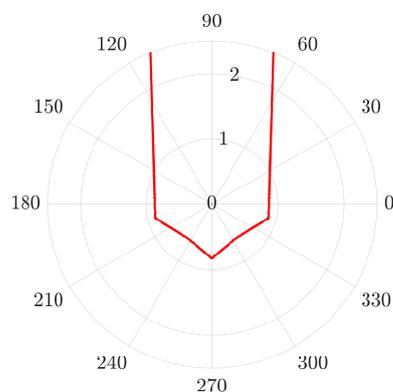
**Croix actionnée à quatre ressorts**



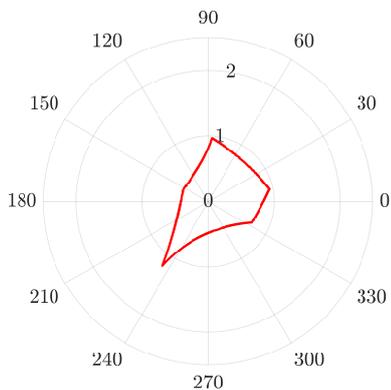
**CA1**



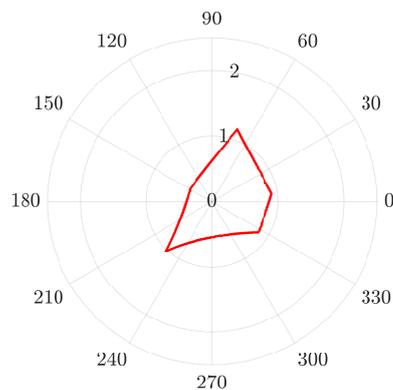
**CA2**



**CA3**



**CA4**



## Moments admissibles et matrice de compliance

Croix	Moment positif admissible (Nmm)	Moment négatif admissible (Nmm)	Matrice de compliance (mm/N) et (rad/Nmm)
Croix actionnée à quatre ressorts	34.8	-34.8	$\begin{bmatrix} 48.85 & 0.00 & -0.56 \\ 0.18 & 19.47 & 0.01 \\ -0.60 & 0.00 & 0.02 \end{bmatrix}$
CA1	29.3	-29.3	$\begin{bmatrix} 27.50 & 0.00 & 0.00 \\ 0.00 & 0.00 & 0.00 \\ 0.00 & 0.00 & 0.00 \end{bmatrix}$
CA2	14.2	-14.2	$\begin{bmatrix} 21.30 & 0.00 & -0.56 \\ 0.00 & 0.00 & 0.00 \\ -0.60 & 0.00 & 0.02 \end{bmatrix}$
CA3	32.9	-18.8	$\begin{bmatrix} 20.62 & -6.88 & -0.18 \\ -6.86 & 6.89 & 0.18 \\ -0.19 & 0.19 & 0.01 \end{bmatrix}$
CA4	32.9	-19.9	$\begin{bmatrix} 20.69 & -6.87 & -0.18 \\ -6.90 & 6.87 & 0.18 \\ -0.20 & 0.19 & 0.01 \end{bmatrix}$

FIGURE C.1 – Moments admissibles et matrice de compliance à l'état initial, c'est-à-dire lors d'une configuration carrée des croix.

# D Validation des configurations de tenségrité

---

Suite à des observations des résultats obtenus au chapitre 2, des conjectures sur les formulations analytiques des configurations de tenségrité de la croix à barres actionnées et de la croix à câbles actionnés ont été proposées au chapitre 3. Dans cette annexe, nous vérifions que les configurations proposées sont bien des configurations de tenségrité, c'est-à-dire qu'elles sont équilibrées et stables.

## Méthodologie

Pour vérifier la validité des configurations proposées, une méthode en trois étapes est proposée, assurant l'équilibre stable d'une tenségrité exprimé par les fermetures de boucle

$$\Phi(\mathbf{q}_g) = \mathbf{0} \quad (\text{D.1})$$

l'équilibre statique

$$\frac{\partial \mu(\mathbf{q}_g)}{\partial \mathbf{q}_u} = \mathbf{0} \quad (\text{D.2})$$

et la stabilité

$$\frac{\partial^2 \mu(\mathbf{q}_g)}{\partial \mathbf{q}_u^2} > 0 \quad (\text{D.3})$$

avec  $\mathbf{q}_g$  le vecteur des coordonnées généralisées décrivant la configuration,  $\mathbf{q}_u$  le vecteur des coordonnées non contraintes dues à la compliance et  $\mu$  la fonction de potentiel du mécanisme. Les configurations étudiées ici sont considérées à vide, et  $\mu$  est alors réduite à  $U$  l'énergie potentielle emmagasinée dans le mécanisme.

**Étape 1 - Énergie potentielle :** En utilisant les fermetures de boucle exprimées en Eq. (D.1), la longueur de chaque ressort dans la structure est exprimée en fonction des coordonnées non contraintes  $\mathbf{q}_u$  et l'énergie potentielle du mécanisme est exprimée.

**Étape 2 - Équilibre statique :** Les dérivées premières de  $U$  par rapport à  $\mathbf{q}_u$  sont déterminées. Chaque coordonnée de  $\mathbf{q}_u$  est ensuite remplacée par son expression déterminée par les conjectures proposées pour la configuration de tenségrité étudiée et l'Eq. (D.2) est vérifiée.

**Étape 3 - Stabilité :** La matrice Hessienne  $\mathbf{H}$  de l'énergie potentielle par rapport à  $\mathbf{q}_u$  est déterminée. De manière similaire à l'étape 2, chaque coordonnée non contrainte est ensuite remplacée par son expression pour la configuration étudiée. On vérifie ensuite que  $\mathbf{H}$  est une matrice définie

## Annexe D. Validation des configurations de tenségrité

positive, c'est-à-dire Eq. (D.3). Pour cela, on montre que les déterminants des mineurs principaux croissants de  $\mathbf{H}$  sont strictement positifs [Arsenault 2006a].

Cette méthode permet ainsi de déterminer si la configuration étudiée est un équilibre stable. Lors de l'utilisation pratique de ces configurations, il faut également vérifier que les câbles et les ressorts, qui sont ici considérés de traction, gardent une tension positive en tout temps. Dans la suite, cette méthode est tout d'abord appliquée à la croix à câbles actionnés puis à la croix à barres actionnées.

### Configuration de la croix actionnée par câbles

La croix à câbles actionnés et les notations utilisées sont illustrées en Fig. D.1. On rappelle que l'étude est réalisée à vide et que les câbles sont considérés non-élastiques. Les éléments élastiques sont des ressorts linéaires de raideur  $k$  et de longueur à vide  $l_0$  non nulle.

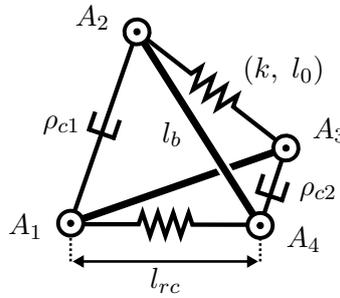


FIGURE D.1 – Croix à câbles actionnés et notations utilisées.

Grâce aux analyses numériques réalisées au chapitre 2, nous avons observé que les longueurs  $l_{rc}$  des ressorts de ce mécanisme peuvent être exprimées telles que

$$l_{rc} = \sqrt{l_b^2 - \rho_{c1}\rho_{c2}} \quad (D.4)$$

Cette expression a été originellement déterminée dans [Arsenault 2006b] pour des ressorts linéaires à longueur à vide nulle. On étudie donc avec la méthode proposée la validité de cette expression pour des ressorts à longueur à vide non nulle.

#### Étape 1 - Énergie potentielle

Nous avons vu au chapitre 2 que ce mécanisme possède un degré de liberté non contraint.  $q_u$  est donc un scalaire et on choisit ici  $q_u = l_{14}$  avec  $l_{ij}$  la distance entre les points  $A_i$  et  $A_j$ . La longueur  $l_{23}$  est ensuite exprimée à partir des relations géométriques dans une croix de Snelson en fonction de  $l_{14}$ ,  $l_b$ ,  $\rho_{c1}$  et  $\rho_{c2}$ . L'énergie potentielle  $U_c$  de la croix actionnée par câbles s'écrit alors telle que :

$$\begin{aligned} U_c &= U_{14} + U_{23} \\ &= \frac{1}{2}k \left( (l_{14} - l_0)^2 + (l_{23}(l_{14}, l_b, \rho_{c1}, \rho_{c2}) - l_0)^2 \right) \end{aligned} \quad (D.5)$$

avec  $U_{ij}$  l'énergie potentielle stockée dans le ressort attaché aux nœuds  $A_i$  et  $A_j$ .

### Étape 2 - Équilibre statique

La dérivée première de l'énergie potentielle est écrite par rapport à  $q_u = l_{14}$ . On substitue ensuite  $l_{14}$  par son expression pour la configuration considérée  $l_{rc}$  exprimée en Eq. (D.4) grâce à un logiciel de calcul formel. On trouve :

$$\frac{\partial U_c(l_{14} = l_{rc})}{\partial q_u} = 0 \quad (D.6)$$

La configuration proposée de la croix actionnée par câbles et munie de ressorts à longueur à vide non nulle est donc bien un équilibre statique.

### Étape 3 - Stabilité

La matrice Hessienne de l'énergie potentielle est ici un scalaire noté  $h_c$  qui est déterminé par le biais d'un calcul formel assisté par ordinateur. De manière analogue à l'étape 2, on substitue  $l_{14}$  par  $l_{rc}$ . Pour respecter la configuration de tenségrité, les ressorts doivent rester en traction. On a alors :

$$l_{rc} = \sqrt{l_b^2 - \rho_{c1}\rho_{c2}} > l_0 \quad (D.7)$$

De plus, dans [Arsenault 2006b], il a été montré que cette configuration peut être en configuration singulière. Pour éviter ces configurations, on doit alors respecter les conditions suivantes :

$$\begin{aligned} 2l_b - \rho_{c1} + \rho_{c2} &> 0 \\ l_b^2 - \rho_{c1}\rho_{c2} &> 0 \end{aligned} \quad (D.8)$$

$h_c$  étant un scalaire, il suffit de déterminer sa stricte positivité sous les conditions exposées pour démontrer la stabilité. Bien qu'une expression analytique de  $h_c$  est obtenue, nous n'avons pas abouti à une démonstration formelle de sa stricte positivité. Une approche numérique exploitant la formulation analytique de  $h_c$  est donc exploitée pour vérifier les configurations proposées dans cette thèse et valide la configuration.

### Configuration de la croix actionnée par barres

La croix actionnée par barres et les notations utilisées sont illustrées en Fig. D.2. L'étude est réalisée à vide et les éléments élastiques utilisés sont des ressorts linéaires de raideur  $k$  et de longueur à vide  $l_0$  non nulle.

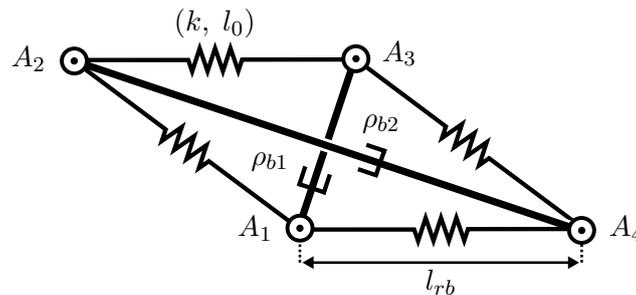


FIGURE D.2 – Croix à barres actionnées et notations utilisées.

## Annexe D. Validation des configurations de tenségrité

---

Nous avons observé au chapitre 2 que la croix à barres actionnées reste dans une configuration en forme de losange lors de la modulation de la longueur des barres, si la configuration initiale est de forme carrée. Cela signifie que les éléments élastiques ont une longueur identique. On note cette longueur  $l_{rb}$  et on l'exprime par :

$$l_{rb} = \frac{1}{2} \sqrt{\rho_{b1}^2 + \rho_{b2}^2} \quad (\text{D.9})$$

Dans la suite, on vérifie si cette configuration en forme de losange correspond bien à une configuration de tenségrité.

### Étape 1 - Énergie potentielle

Lorsque tous les éléments en traction d'une croix sont élastiques, alors cette dernière possède trois coordonnées non contraintes et  $\mathbf{q}_u$  est donc de dimensions  $3 \times 1$ . On choisit  $\mathbf{q}_u = [l_{14}, l_{12}, l_{34}]^T$ . On exprime ensuite la longueur  $l_{23}$  en fonction de ces longueurs, de  $\rho_{b1}$  et de  $\rho_{b2}$  à partir des relations géométriques dans une croix. L'énergie potentielle  $U_b$  de la croix actionnée par barres s'écrit alors comme :

$$\begin{aligned} U_b &= U_{14} + U_{12} + U_{23} + U_{34} \\ &= \frac{1}{2} k \left( (l_{14} - l_0)^2 + (l_{12} - l_0)^2 + (l_{34} - l_0)^2 \right. \\ &\quad \left. + (l_{23}(l_{14}, l_{12}, l_{34}, \rho_{b1}, \rho_{b2}) - l_0)^2 \right) \end{aligned} \quad (\text{D.10})$$

### Étape 2 - Équilibre statique

Les dérivées premières de l'énergie potentielle sont ensuite déterminées et on substitue  $l_{14}$ ,  $l_{12}$  et  $l_{34}$  par l'expression de la longueur d'un côté de la configuration en losange  $l_{rb}$  exprimée en Eq. (D.9). Ce travail est à nouveau réalisé formellement par ordinateur. On trouve :

$$\begin{aligned} \frac{\partial U_b (l_{14} = l_{12} = l_{34} = l_{rb})}{\partial l_{14}} &= 0 \\ \frac{\partial U_b (l_{14} = l_{12} = l_{34} = l_{rb})}{\partial l_{12}} &= 0 \\ \frac{\partial U_b (l_{14} = l_{12} = l_{34} = l_{rb})}{\partial l_{34}} &= 0 \end{aligned} \quad (\text{D.11})$$

La configuration proposée de la croix à barres actionnées est donc un équilibre statique.

### Étape 3 - Stabilité

La matrice Hessienne de l'énergie potentielle  $\mathbf{H}_b$  est de dimension  $3 \times 3$  et son expression est déterminée analytiquement. On substitue ensuite  $l_{14}$ ,  $l_{12}$  et  $l_{34}$  par  $l_{rb}$  et on calcule les déterminants des mineurs principaux. Pour obtenir une configuration de tenségrité, les ressorts doivent rester en traction. La stricte positivité des déterminants doit donc être étudiée sous la condition suivante :

$$l_{rb} = \frac{1}{2} \sqrt{\rho_{b1}^2 + \rho_{b2}^2} > l_0 \quad (\text{D.12})$$

## **Annexe D. Validation des configurations de tenségrité**

---

De manière similaire à l'étude de la croix à câbles actionnés, la démonstration formelle de la stabilité n'a pas abouti, en particulier à cause des tailles significatives des expressions des déterminants. Une approche numérique est donc exploitée pour vérifier chaque configuration à partir des expressions analytiques obtenues.



# E Détermination de la caractéristique force-déplacement du transducteur

Dans cette annexe, nous explicitons les étapes de calcul des caractéristiques force-déplacement du transducteur du capteur d'effort proposé au chapitre 6. La caractéristique du guidage est tout d'abord présentée, suivie de la caractéristique du compensateur. Pour ces deux éléments, nous cherchons donc l'effort perçu au niveau de l'effecteur suivant la direction d'un mouvement imposé  $x$  noté  $f_g(x)$  pour le guidage et  $f_c(x)$  pour le compensateur.

## Caractéristique du guidage

L'effort  $f_g(x)$  est généré d'une part par le ressort central de raideur  $k_g$  et d'autre part par l'ensemble de liaisons compliantes de raideur propre  $k_{\theta g}$ . Les efforts générés par chacun de ces éléments sont déterminés séparément avant d'être additionnés pour obtenir l'effort généré total. Le système et les notations utilisées pour le guidage sont récapitulées en Fig. E.1.

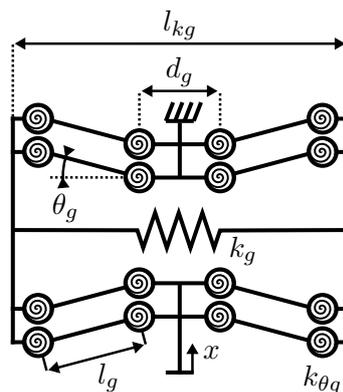


FIGURE E.1 – Notations et schéma du guidage.

Pour déterminer l'effort appliqué par le ressort central sur l'organe terminal, on considère le guidage comme un mécanisme de coordonnée opérationnelle  $x$  et de coordonnée articulaire la longueur du ressort central  $l_c$  [Boehler 2015b]. La matrice jacobienne cinématique  $\mathbf{J}$  permet de lier les efforts appliqués à l'effecteur d'un mécanisme  $\mathbf{f}$  aux efforts articulaires  $\boldsymbol{\tau}$  par

$$\mathbf{f} = \mathbf{J}^{-T} \boldsymbol{\tau} \quad (\text{E.1})$$

## Annexe E. Détermination de la caractéristique force-déplacement du transducteur

---

Ici, la matrice jacobienne cinématique inverse est un scalaire et s'écrit telle que

$$J_g^{-1} = \frac{\partial l_{kg}}{\partial x} \quad (\text{E.2})$$

D'autre part, la longueur  $l_{kg}$  du ressort central peut être écrite comme :

$$l_{kg} = 2l_g \cos(\theta_g) + d_g \quad (\text{E.3})$$

Deux mécanismes quatre barres sont utilisés. Un déplacement de  $x/2$  est donc appliqué à chacun d'entre eux. En utilisant l'hypothèse des petits déplacements, on écrit

$$\theta_g = \sin^{-1} \left( \frac{x}{2l_g} \right) \quad (\text{E.4})$$

La longueur du ressort s'écrit alors :

$$l_{kg} = d_g + \sqrt{4l_g^2 - x^2} \quad (\text{E.5})$$

On trouve enfin :

$$J_g^{-1} = J_g^{-T} = \frac{\partial l_{kg}}{\partial x} = -\frac{x}{\sqrt{4l_g^2 - x^2}} \quad (\text{E.6})$$

On remarque que cette expression est valide pour  $l_g \neq \pm \frac{x}{2}$ . Cette condition exprime la présence d'une singularité dans le cas où les éléments de longueurs  $l_g$  sont verticaux et un déplacement suivant  $x$  est impossible.

L'effort de compression  $\tau_c$  dans le ressort central s'exprime comme :

$$\tau_c = k_g (l_{0_{kg}} - l_{kg}) \quad (\text{E.7})$$

avec

$$l_{0_{kg}} = d_g + 2l_g \quad (\text{E.8})$$

En injectant Eq. (E.7) et Eq. (E.6) dans Eq. (E.1), on écrit la force appliquée au niveau de l'organe terminal  $f_{g_c}(x)$  par le ressort central comme :

$$f_{g_c}(x) = -xk_g \left( \frac{2l_g}{\sqrt{4l_g^2 - x^2}} - 1 \right) \quad (\text{E.9})$$

Le guidage est composé de deux systèmes quatre barres, comptabilisant seize liaisons pivots. Ces liaisons sont supposées identiques et de raideur constante en torsion  $k_{\theta_g}$ . On note  $f_{l_g}(x)$  l'effort généré par les liaisons. L'effort généré par un ressort dérive de son énergie potentielle tel que :

$$f = -\frac{\partial U}{\partial x} \quad (\text{E.10})$$

## Annexe E. Détermination de la caractéristique force-déplacement du transducteur

On pose  $U_{lg}$  l'énergie potentielle d'une liaison telle que :

$$U_{lg} = \frac{1}{2} k_{\theta g} \theta_g^2 \quad (\text{E.11})$$

Toutes les liaisons étant identiques, on peut écrire l'énergie potentielle de l'ensemble des liaisons du guidage  $U_{\Sigma lg}$  telle que

$$\begin{cases} U_{\Sigma lg} = 16U_{lg} = 8k_{\theta g} \theta_g^2 \\ \theta_g = \sin^{-1} \left( \frac{x}{2l_g} \right) \end{cases} \implies U_{\Sigma lg} = 8k_{\theta g} \sin^{-1} \left( \frac{x}{2l_g} \right)^2 \quad (\text{E.12})$$

En injectant Eq. (E.12) dans Eq. (E.10), on trouve :

$$f_{lg}(x) = -16k_{\theta g} \frac{\sin^{-1} \left( \frac{x}{2l_g} \right)}{\sqrt{4l_g^2 - x^2}} \quad (\text{E.13})$$

L'effort  $f_g(x)$  perçu par le guidage s'écrit avec les équations (E.9) et (E.13) comme :

$$f_g(x) = xk_g \left( \frac{2l_g}{\sqrt{4l_g^2 - x^2}} - 1 \right) + 16k_{\theta g} \frac{\sin^{-1} \left( \frac{x}{2l_g} \right)}{\sqrt{4l_g^2 - x^2}} \quad (\text{E.14})$$

### Caractéristique du compensateur

L'étude de la caractéristique effort-déplacement du compensateur  $f_c(x)$  est effectuée de manière similaire à celle du guidage. L'effort généré par les ressorts du compensateur de raideur  $k_c$  est tout d'abord déterminé, suivi par l'étude de l'effort induit par les liaisons compliantes de raideur  $k_{\theta c}$ . Le système et les notations utilisées sont rappelés en Fig. E.2.

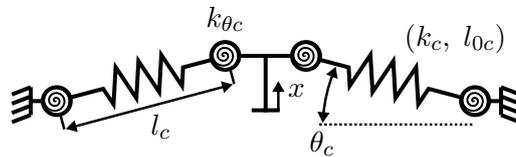


FIGURE E.2 – Notations et schéma du compensateur.

L'effort  $f_{k_c}(x)$  appliqué par les deux ressorts obliques est déterminé en exprimant l'équilibre statique et on trouve :

$$\begin{cases} f_{k_c}(x) = 2k_c \sin(\theta_c) \left( l_{0c} - \sqrt{x^2 + l_c^2} \right) \\ \theta_c = \tan^{-1} \left( \frac{x}{l_c} \right) \end{cases} \implies f_{k_c}(x) = 2xk_c \left( \frac{l_{0c}}{\sqrt{x^2 + l_c^2}} - 1 \right) \quad (\text{E.15})$$

## Annexe E. Détermination de la caractéristique force-déplacement du transducteur

---

avec  $l_{0c}$  la longueur à vide des ressorts.

Pour déterminer la sollicitation engendrée par les liaisons compliantes  $f_{lc}(x)$ , nous déterminons l'énergie potentielle de l'ensemble des liaisons du compensateur  $U_{\Sigma lc}$  qui s'exprime par :

$$\begin{cases} U_{\Sigma lc} = 4U_{lc} = 2k_{\theta c}\theta_c^2 \\ \theta_c = \tan^{-1}\left(\frac{x}{l_c}\right) \end{cases} \implies U_{\Sigma lc} = 2k_{\theta c}\tan^{-1}\left(\frac{x}{l_c}\right)^2 \quad (\text{E.16})$$

En appliquant Eq. (E.10), on trouve :

$$f_{lc}(x) = -4k_{\theta c}\frac{l_c \tan^{-1}\left(\frac{x}{l_c}\right)}{l_c^2 + x^2} \quad (\text{E.17})$$

L'effort  $f_c(x)$  perçu par le compensateur s'écrit enfin comme :

$$f_c(x) = -2xk_c\left(\frac{l_{0c}}{\sqrt{x^2 + l_c^2}} - 1\right) + 4k_{\theta c}\frac{l_c \tan^{-1}\left(\frac{x}{l_c}\right)}{l_c^2 + x^2} \quad (\text{E.18})$$

# Liste des publications

---

## Revue internationale avec comité de lecture

[1] J. Begey, M. Vedrines, P. Renaud. *Design of Tensegrity-based Manipulators : Comparison of Two Approaches to Respect a Remote Center of Motion Constraint*. IEEE Robotics and Automation Letters, vol. 5, no. 2, pages 1788-1795, Avril 2020.

[2] J. Begey, M. Vedrines, N. Andreff, P. Renaud. *Selection of Actuation Mode for Tensegrity Mechanisms : the Case Study of the Actuated Snelson Cross*. Mechanism and Machine Theory, Elsevier, vol. 152, pages 103881, Octobre 2020.

[3] J. Begey, M. Etievant, J. Quispe, A. Bolopion, M. Vedrines, J. Abadie, S. Régnier, N. Andreff, P. Renaud. *A Manipulability Criterion for Magnetic Actuation of Miniature Swimmers with Flexible Flagellum*. IEEE Robotics and Automation Letters, vol. 5, no. 3, pages 4891-4898, Juillet 2020.

## Conférences internationales avec comité de lecture et édition des actes

[4] J. Begey, M. Nierenberger, P. Pfeiffer, S. Lecler and P. Renaud. *A Novel Force Sensor with Zero Stiffness at Contact Transition Based on Optical Line Generation*. International Conference on Robotics and Automation, Montréal, Canada, pages 8394-8400, Mai 2019.

[5] J. Begey, M. Vedrines, N. Andreff, P. Renaud. *Modeling and Control of a Redundant Tensegrity-based Manipulator*. Advances in Robot Kinematics, Springer, Ljubljana, Slovénie, pages 49-56, Décembre 2020.

## Conférences avec comité de lecture

[6] J. Begey, M. Vedrines, N. Andreff, P. Renaud. *Toward a Design Method for Tensegrity-based Medical Robots*. Surgetica, Rennes, France, Juin 2019, communication orale.

[7] J. Begey, M. Vedrines, P. Renaud. *Design of Tensegrity-based Manipulators : Comparison of Two Approaches to Respect a Remote Center of Motion Constraint*. IEEE International Conference on Robotics and Automation, Conférence virtuelle, Juin 2020, communication orale de [1].

## Liste des publications

---

### Communications diverses

[8] **J. Begey**, M. Vedrines, N. Andreff, P. Renaud. *Design and control of a Multi-effector Robotic Device for Magnetic Manipulation*. Journée Recherche de l'INSA de Strasbourg, Strasbourg, Mars 2019, poster.

[9] **J. Begey**, M. Vedrines, N. Andreff, P. Renaud. *Design of a Tensegrity-based Medical Robot with Remote Center of Motion*. EUCOR Seminar, La Bresse, France, Avril 2019, communication orale et poster.

[10] **J. Begey**, M. Vedrines, N. Andreff, P. Renaud. *Initial Considerations on Tensegrity Mechanism Design for Medical Context*. ICRA Tensegrity Workshop, Montréal, Canada, Mai 2019, poster.

[11] **J. Begey**, M. Nierenberger, P. Pfeiffer, S. Lecler and P. Renaud. *A Novel Force Sensor with Zero Stiffness at Contact Transition Based on Optical Line Generation*. IS2M Meeting, Mulhouse, France, juin 2019, poster.

# Références

---

- [Abadi 2014] B. N. R. Abadi, M. Farid, and M. Mahzoon. *Introducing and Analyzing a Novel Three-Degree-of-Freedom Spatial Tensegrity Mechanism*. *Journal of Computational and Nonlinear Dynamics*, vol. 9, no. 2, pages 021017–021017–8, Février 2014. [Cité en pages 14 et 19.]
- [Abolfathi 2015] A. Abolfathi, M. J. Brennan, T. P. Waters, and B. Tang. *On the Effects of Mistuning a Force-Excited System Containing a Quasi-Zero-Stiffness Vibration Isolator*. *Journal of Vibration and Acoustics*, vol. 137, no. 4, pages 044502–044502–6, Août 2015. [Cité en page 159.]
- [Aghakhani 2013] N. Aghakhani, M. Geravand, N. Shahriari, M. Vendittelli, and G. Oriolo. *Task control with remote center of motion constraint for minimally invasive robotic surgery*. In *2013 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pages 5807–5812, Karlsruhe, Germany, Mai 2013. IEEE. [Cité en page 59.]
- [Akgün 2010] Y. Akgün, C. Gantes, K. E. Kalochairetis, and G. Kiper. *A novel concept of convertible roofs with high transformability consisting of planar scissor-hinge structures*. *Engineering Structures*, vol. 32, pages 2873–2883, Septembre 2010. [Cité en page 56.]
- [Aldrich 2003] J. B. Aldrich, R. E. Skelton, and K. Kreutz-Delgado. *Control synthesis for a class of light and agile robotic tensegrity structures*. In *Proceedings of the 2003 American Control Conference, 2003.*, volume 6, pages 5245–5251 vol.6, Juin 2003. [Cité en page 80.]
- [Aldrich 2005] J. B. Aldrich and R. E. Skelton. *Time-energy optimal control of hyper-actuated mechanical systems with geometric path constraints*. In *Proceedings of the 44th IEEE Conference on Decision and Control*, pages 8246–8253, Décembre 2005. [Cité en page 17.]
- [Aldrich 2006] J. B. Aldrich and R. E. Skelton. *Backlash-free motion control of robotic manipulators driven by tensegrity motor networks*. In *Proceedings of the 45th IEEE Conference on Decision and Control*, pages 2300–2306, Décembre 2006. [Cité en pages 17 et 19.]
- [Andreff 2006] N. Andreff, T. Dallej, and P. Martinet. *Image-Based Visual Servoing of Gough-Stewart Parallel Manipulators Using Legs Observation*. *IFAC Proceedings Volumes*, vol. 39, no. 15, pages 25–30, Janvier 2006. [Cité en page 118.]
- [Angellier 2008] N. Angellier. *Selfstress state of a tensegrity grid : toward identification under natural loading*. Thèse de doctorat, Université Montpellier II - Sciences et Techniques du Languedoc, Juillet 2008. [Cité en page 15.]
- [Aoyagi 2011] S. Aoyagi, T. Matsuda, T. W. Kong, T. Ishimaru, M. Suzuki, and K. Inoue. *Proposal and Development of Arrayed Sole Sensor for Legged Robot and Contact Force Detection Using Neural Networks*. *IEEE Sensors Journal*, vol. 11, no. 9, pages 2048–2056, Septembre 2011. [Cité en page 152.]

## Références

---

- [Arsenault 2006a] M. Arsenault. *Développement et analyse de mécanismes de tensegrité*. Thèse de doctorat, Université Laval, 2006. [Cité en pages 9, 15, 18, 22, 23, 24, 28, 29, 31, 33, 93, et 218.]
- [Arsenault 2006b] M. Arsenault and C. M. Gosselin. *Kinematic and static analysis of a planar modular 2-DoF tensegrity mechanism*. In Proceedings 2006 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2006., pages 4193–4198, Mai 2006. [Cité en pages 12, 14, 15, 18, 28, 29, 36, 54, 61, 63, 218, et 219.]
- [Arsenault 2006c] M. Arsenault and C. M. Gosselin. *Kinematic, static and dynamic analysis of a planar 2-DOF tensegrity mechanism*. Mechanism and Machine Theory, vol. 41, no. 9, pages 1072–1089, Septembre 2006. [Cité en page 80.]
- [Arsenault 2007] M. Arsenault and C. M. Gosselin. *Static Balancing of Tensegrity Mechanisms*. Journal of Mechanical Design, vol. 129, no. 3, pages 295–300, Mars 2007. [Cité en page 18.]
- [Arsenault 2011] M. Arsenault. *Stiffness Analysis of a 2DOF Planar Tensegrity Mechanism*. Journal of Mechanisms and Robotics, vol. 3, no. 2, pages 021011–021011–8, Avril 2011. [Cité en pages 14 et 132.]
- [Averseng 2004] J. Averseng and B. Crosnier. *Static and dynamic robust control of tensegrity systems*. Journal of the International Association for Shell and Spatial Structures, vol. 45, pages 169–174, Septembre 2004. [Cité en pages 16 et 19.]
- [Averseng 2005] J. Averseng, J. Dube, B. Crosnier, and R. Motro. *Active control of a tensegrity plane grid*. In Proceedings of the 44th IEEE Conference on Decision and Control, pages 6830–6834, Décembre 2005. [Cité en pages 16 et 80.]
- [Azadi 2010] M. Azadi. *Kinematically singular pre-stressed mechanisms as new semi-active variable stiffness springs for vibration isolation*. Thèse de doctorat, University of Alberta, 2010. [Cité en pages 12, 13, 14, et 19.]
- [Babković 2012] K. Babković, N. László, and D. Krklješ. *Force sensor with enhanced contact detection capability*. In 15th International Power Electronics and Motion Control Conference (EPE/PEMC), pages DS1d.5–1–DS1d.5–4, Septembre 2012. [Cité en pages 152, 153, et 154.]
- [Bakker 2015] D. Bakker, D. Matsuura, Y. Takeda, and J. Herder. *Design of an Environmentally Interactive Continuum Manipulator*. In The 14th IFToMM World Congress, pages 327–336, 2015. [Cité en pages 12, 15, 28, 50, et 54.]
- [Baklouti 2018] S. Baklouti. *Vibration Analysis and Reduction of Cable-Driven Parallel Robots*. These de doctorat, Rennes, INSA, Décembre 2018. [Cité en page 117.]
- [Bayat 2007] J. Bayat and I. Crane, Carl D. *Closed-Form Equilibrium Analysis of Planar Tensegrity Structures*. ASME. International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference, vol. 8, no. 31, pages 13–23, Janvier 2007. [Cité en pages 13, 14, 31, 33, 36, et 93.]
- [Begey 2020] J. Begey, M. Etiévant, J. E. Quispe, A. Bolopion, M. Vedrines, J. Abadie, S. Régnier, N. Andreff, and P. Renaud. *A Manipulability Criterion for Magnetic Actuation of Miniature Swimmers With Flexible Flagellum*. IEEE Robotics and Automation Letters, vol. 5, no. 3, pages 4891–4898, Juillet 2020. [Cité en pages 122, 125, et 128.]

## Références

---

- [Böhm 2017] V. Böhm, S. Sumi, T. Kaufhold, and K. Zimmermann. *Compliant multistable tensegrity structures*. Mechanism and Machine Theory, vol. 115, no. Supplement C, pages 130–148, Septembre 2017. [Cité en page 14.]
- [Bickel 2016] B. Bickel, S. Mani, B. Thomaszewski, and S. Coros. *Modular Design of Complex Tensegrity Structures*, Janvier 2016. US20160012156A1. [Cité en page 15.]
- [Bliss 2013] T. Bliss, T. Iwasaki, and H. Bart-Smith. *Central Pattern Generator Control of a Tensegrity Swimmer*. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 18, no. 2, pages 586–597, Avril 2013. [Cité en pages 14 et 16.]
- [Boehler 2014] Q. Boehler, M. Vedrines, S. Abdelaziz, P. Poignet, and P. Renaud. *Influence of Spring Characteristics on the Behavior of Tensegrity Mechanisms*. In ARK : Advances in Robot Kinematics, pages 161–169, Juin 2014. [Cité en pages 14, 28, et 37.]
- [Boehler 2015a] Q. Boehler, I. Charpentier, M. Vedrines, and P. Renaud. *Definition and Computation of Tensegrity Mechanism Workspace*. Journal of Mechanisms and Robotics, vol. 7, no. 4, pages 044502–044502–4, Novembre 2015. [Cité en pages 25, 29, et 36.]
- [Boehler 2015b] Q. Boehler, M. Vedrines, S. Abdelaziz, P. Poignet, and P. Renaud. *Parallel Singularities for the Design of Softening Springs Using Compliant Mechanisms*. In ASME 2015 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference, Août 2015. [Cité en pages 155, 167, et 223.]
- [Boehler 2016] Q. Boehler. *Analyse, conception et commande de mécanismes de tensegrité et systèmes précontraints : application à l'assistance robotique dans l'IRM*. Thèse de doctorat, Strasbourg, Septembre 2016. [Cité en pages 12 et 18.]
- [Boehler 2017] Q. Boehler, S. Abdelaziz, M. Vedrines, P. Poignet, and P. Renaud. *From modeling to control of a variable stiffness device based on a cable-driven tensegrity mechanism*. Mechanism and Machine Theory, vol. 107, pages 1–12, Janvier 2017. [Cité en pages 10, 17, 19, 80, 81, 86, et 93.]
- [Bouchard 2010] S. Bouchard, C. Gosselin, and B. Moore. *On the Ability of a Cable-Driven Robot to Generate a Prescribed Set of Wrenches*. Journal of Mechanisms and Robotics, vol. 2, no. 1, Février 2010. [Cité en pages 14 et 27.]
- [Bowyer 2014] S. A. Bowyer, B. L. Davies, and F. Rodriguez y Baena. *Active Constraints/Virtual Fixtures : A Survey*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 30, no. 1, pages 138–157, Février 2014. [Cité en pages 86 et 117.]
- [Bruce 2014] J. Bruce, K. Caluwaerts, A. Iscen, A. P. Sabelhaus, and V. SunSpiral. *Design and evolution of a modular tensegrity robot platform*. In 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pages 3483–3489, Mai 2014. [Cité en page 92.]
- [Bruyas 2015] A. Bruyas, F. Geiskopf, and P. Renaud. *Toward unibody robotic structures with integrated functions using multimaterial additive manufacturing : Case study of an MRI-compatible interventional device*. In 2015 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pages 1744–1750, Septembre 2015. [Cité en page 59.]
- [Buckminster 1962] F. R. Buckminster. *Tensile-integrity structures*, Novembre 1962. US3063521A. [Cité en page 7.]
- [Caluwaerts 2016] K. Caluwaerts, J. Bruce, J. M. Friesen, and V. SunSpiral. *State estimation for tensegrity robots*. In 2016 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), pages 1860–1865, Mai 2016. [Cité en page 19.]

## Références

---

- [Cao 2006] Q. Cao, M. Wiercigroch, E. Pavlovskaja, C. Grebogi, and J. Thompson. *Archetypal oscillator for smooth and discontinuous dynamics*. Physical review. E, Statistical, nonlinear, and soft matter physics, vol. 74, page 046218, Novembre 2006. [Cité en page 158.]
- [Carpi 2009] F. Carpi and C. Pappone. *Stereotaxis Niobe magnetic navigation system for endocardial catheter ablation and gastrointestinal capsule endoscopy*. Expert Review of Medical Devices, vol. 6, no. 5, pages 487–498, Septembre 2009. [Cité en pages 121 et 122.]
- [Carrella 2007] A. Carrella, M. Brennan, and T. Waters. *Static analysis of a passive vibration isolator with Quasi-Zero Stiffness Characteristic*. Journal of Sound and Vibration - J SOUND VIB, vol. 301, pages 678–689, Avril 2007. [Cité en page 158.]
- [Chaen 2006] Y. Y. T. Chaen and S. Tsujio. *High-Stiffness and High-Sensitivity 3-Axis Force Sensor Using Strain-Deformation Expansion Mechanism*. In 2006 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pages 4417–4422, Octobre 2006. [Cité en page 150.]
- [Chan 2004] W. L. Chan, D. Arbelaez, F. Bossens, and R. E. Skelton. *Active vibration control of a three-stage tensegrity structure*. In Smart Structures and Materials 2004 : Damping and Isolation, volume 5386, pages 340–347. International Society for Optics and Photonics, Juillet 2004. [Cité en pages 16, 80, et 117.]
- [Chaturanga 2016] D. S. Chaturanga, Z. Wang, Y. Noh, T. Nanayakkara, and S. Hirai. *A soft three axis force sensor useful for robot grippers*. In 2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), pages 5556–5563, Octobre 2016. [Cité en pages 152 et 154.]
- [Choi 2017a] H. Choi, P. G. Jung, K. Jung, and K. Kong. *Design and fabrication of a soft three-axis force sensor based on radially symmetric pneumatic chambers*. In 2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), pages 5519–5524, Mai 2017. [Cité en pages 152 et 153.]
- [Choi 2017b] H. Choi, Y. Lim, and J. Kim. *Three-axis force sensor with fiber Bragg grating*. In 2017 39th Annual International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society (EMBC), pages 3940–3943, Juillet 2017. [Cité en pages 151 et 154.]
- [Chung 2012] K. M. Chung, Z. Liu, C. Lu, and H. Y. Tam. *Contact force sensor based on microfiber Bragg grating*. In OFC/NFOEC, pages 1–3, Mars 2012. [Cité en pages 151 et 154.]
- [Dahroug 2018] B. Dahroug. *Micro-Robotic Cholesteatoma Surgery : clinical requirements analysis and image-based control under constraints*. These de doctorat, Bourgogne Franche-Comté, Février 2018. [Cité en page 86.]
- [Diller 2016] E. Diller, J. Giltinan, G. Z. Lum, Z. Ye, and M. Sitti. *Six-degree-of-freedom magnetic actuation for wireless microrobotics*. The International Journal of Robotics Research, vol. 35, no. 1-3, pages 114–128, Janvier 2016. [Cité en page 120.]
- [Drimus 2014] A. Drimus, V. Jankovics, M. Gorsic, and S. Mátéfi-Tempfli. *Novel high resolution tactile robotic fingertips*. In IEEE SENSORS 2014 Proceedings, pages 791–794, Novembre 2014. [Cité en page 152.]
- [E. Colgate 1988] J. E. Colgate and N. Hogan. *Robust control of dynamically interacting systems*. International Journal of Control, vol. 48, pages 65–88, Juillet 1988. [Cité en page 148.]

## Références

---

- [Elayaperumal 2013] S. Elayaperumal, J. H. Bae, D. Christensen, M. R. Cutkosky, B. L. Daniel, J. M. Costa, R. J. Black, F. Faridian, and B. Moslehi. *MR-compatible biopsy needle with enhanced tip force sensing*. Joint EuroHaptics Conference and Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems : World Haptics Conference. World Haptics Conference, vol. 2013, pages 109–114, Avril 2013. [Cité en page 151.]
- [Emmerich 1964a] D. G. Emmerich. *Construction de réseaux autotendants*, Novembre 1964. FR1377290A. [Cité en page 8.]
- [Emmerich 1964b] D. G. Emmerich. *Structures linéaires autotendantes*, Novembre 1964. FR1377291A. [Cité en page 8.]
- [Escrig 1993] F. Escrig and J. Valcarcel. *Geometry of Expandable Space Structures*. International Journal of Space Structures, vol. 8, no. 1-2, pages 71–84, Avril 1993. [Cité en page 56.]
- [Fest Etienne 2003] Fest Etienne, Shea Kristina, Domer Bernd, and Smith Ian F. C. *Adjustable Tensegrity Structures*. Journal of Structural Engineering, vol. 129, no. 4, pages 515–526, Avril 2003. [Cité en page 16.]
- [Friesen 2014] J. Friesen, A. Pogue, T. Bewley, M. de Oliveira, R. Skelton, and V. Sunspiral. *DuCTT A tensegrity robot for exploring duct systems*. In 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pages 4222–4228, Mai 2014. ISSN : 1050-4729. [Cité en page 17.]
- [Friesen 2016] J. M. Friesen, P. Glick, M. Fanton, P. Manovi, A. Xydes, T. Bewley, and V. Sunspiral. *The second generation prototype of a Duct Climbing Tensegrity robot, DuCTTv2*. In 2016 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), pages 2123–2128, Mai 2016. [Cité en pages 11, 12, 18, 19, 29, et 134.]
- [Fulcher 2014] B. A. Fulcher, D. W. Shahan, M. R. Haberman, C. Conner Seepersad, and P. S. Wilson. *Analytical and Experimental Investigation of Buckled Beams as Negative Stiffness Elements for Passive Vibration and Shock Isolation Systems*. Journal of Vibration and Acoustics, vol. 136, no. 3, pages 031009–031009–12, Avril 2014. [Cité en page 159.]
- [Furet 2018a] M. Furet, M. Lettl, and P. Wenger. *Kinematic analysis of planar tensegrity 2-X manipulators*. In 16th International Symposium on Advances in Robot Kinematics, Bologna, Italy, Juillet 2018. [Cité en page 14.]
- [Furet 2018b] M. Furet and P. Wenger. *Workspace and cuspidality analysis of a 2-X planar manipulator*. In 4th IFToMM Symposium on Mechanism Design for Robotics, Udine, Italy, Septembre 2018. [Cité en pages 15, 28, et 54.]
- [Furet 2019] M. Furet, A. van Riesen, C. Chevallereau, and P. Wenger. *Optimal Design of Tensegrity Mechanisms Used in a Bird Neck Model*. In B. Corves, P. Wenger, and M. Hüsing, editeurs, EuCoMeS 2018, Mechanisms and Machine Science, pages 365–375. Springer International Publishing, 2019. [Cité en page 50.]
- [Gassert 2006] R. Gassert, L. Dovat, O. Lamercy, Y. Ruffieux, D. Chapuis, G. Ganesh, E. Burdet, and H. Bleuler. *A 2-DOF fMRI compatible haptic interface to investigate the neural control of arm movements*. In Proceedings 2006 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2006. ICRA 2006., pages 3825–3831, Mai 2006. [Cité en pages 151 et 152.]
- [Gauge 2015] D. Gauge, S. Coros, S. Mani, and B. Thomaszewski. *Interactive design of modular tensegrity characters*. In SCA '14, 2015. [Cité en page 15.]

## Références

---

- [Gheshmi 2015] S. Gheshmi and M. Shahinpoor. *Robotic surgery : smart materials, robotic structures, and artificial muscles*. Pan Stanford Publishing, 2015. [Cité en page 56.]
- [Ghodoussi 2002] M. Ghodoussi, S. Butner, and Y. Wang. *Robotic surgery - the transatlantic case*. In Proceedings 2002 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No.02CH37292), volume 2, pages 1882–1888 vol.2, Mai 2002. [Cité en pages 123 et 124.]
- [Gosselin 1990] C. Gosselin and J. Angeles. *Singularity analysis of closed-loop kinematic chains*. IEEE Transactions on Robotics and Automation, vol. 6, no. 3, pages 281–290, Juin 1990. [Cité en page 84.]
- [Gouttefarde 2006] M. Gouttefarde and C. Gosselin. *Analysis of the wrench-closure workspace of planar parallel cable-driven mechanisms*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 22, no. 3, pages 434–445, Juin 2006. [Cité en pages 6 et 14.]
- [Gouttefarde 2012] M. Gouttefarde, J. F. Collard, N. Riehl, and C. Baradat. *Simplified static analysis of large-dimension parallel cable-driven robots*. In 2012 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pages 2299–2305, Mai 2012. [Cité en page 93.]
- [Grossard 2009] M. Grossard, C. Rotinat-Libersa, N. Chaillet, and M. Boukallel. *Mechanical and Control-Oriented Design of a Monolithic Piezoelectric Microgripper Using a New Topological Optimization Method*. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 14, no. 1, pages 32–45, Février 2009. [Cité en page 77.]
- [Guest 2006] S. Guest. *The stiffness of prestressed frameworks : A unifying approach*. International Journal of Solids and Structures, vol. 43, no. 3, pages 842–854, Février 2006. [Cité en page 14.]
- [Hagag 2011] B. Hagag, R. Abovitz, H. Kang, B. Schmitz, and M. Conditt. *RIO : Robotic-Arm Interactive Orthopedic System MAKOplasty : User Interactive Haptic Orthopedic Robotics*. In J. Rosen, B. Hannaford, and R. M. Satava, éditeurs, *Surgical Robotics : Systems Applications and Visions*, pages 219–246. Springer US, Boston, MA, 2011. [Cité en pages 123 et 124.]
- [Henein 2000] S. Henein. *Conception des structures articulées à guidages flexibles de haute précision*. Thèse de doctorat, École polytechnique fédérale de Lausanne, 2000. [Cité en pages 54, 156, 160, 167, et 168.]
- [Herder 2001] J. L. Herder. *Energy-free systems : Theory, conception, and design of statically balanced spring mechanisms*. 2001. [Cité en page 158.]
- [Hirai 2013] S. Hirai, Y. Koizumi, M. Shibata, M. Wang, and L. Bin. *Active shaping of a tensegrity robot via pre-pressure*. In 2013 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, pages 19–25, Juillet 2013. [Cité en page 18.]
- [Howell 2001] L. L. Howell. *Compliant Mechanisms*. John Wiley & Sons, Août 2001. [Cité en pages 157 et 169.]
- [Hristu 2000] D. Hristu, N. Ferrier, and R. W. Brockett. *The performance of a deformable-membrane tactile sensor : basic results on geometrically-defined tasks*. In Proceedings 2000 ICRA. Millennium Conference. IEEE International Conference on Robotics and Automation. Symposia Proceedings (Cat. No.00CH37065), volume 1, pages 508–513 vol.1, 2000. [Cité en pages 152 et 154.]
- [Ishida 2017] S. Ishida, K. Suzuki, and H. Shimosaka. *Design and Experimental Analysis of Origami-Inspired Vibration Isolator With Quasi-Zero-Stiffness Characteristic*. Journal of Vibration and Acoustics, vol. 139, no. 5, pages 051004–051004–5, Juin 2017. [Cité en page 159.]

## Références

---

- [Jager 2005] B. d. Jager and R. E. Skelton. *Input-output selection for planar tensegrity models*. IEEE Transactions on Control Systems Technology, vol. 13, no. 5, pages 778–785, Septembre 2005. [Cité en pages 15 et 19.]
- [Juan 2008] S. H. Juan and J. M. Mirats Tur. *Tensegrity frameworks : Static analysis review*. Mechanism and Machine Theory, vol. 43, no. 7, pages 859–881, Juillet 2008. [Cité en page 22.]
- [Jutte 2008] C. V. Jutte and S. Kota. *Design of Nonlinear Springs for Prescribed Load-Displacement Functions*. Journal of Mechanical Design, vol. 130, no. 8, pages 081403–081403–10, Juillet 2008. [Cité en page 155.]
- [Kanchanasaratool 2002] N. Kanchanasaratool and D. Williamson. *Motion control of a tensegrity platform,*”. Communications in Information and Systems, vol. 2, pages 299–324, Décembre 2002. [Cité en page 80.]
- [Karnan 2017] H. Karnan, R. Goyal, M. Majji, R. E. Skelton, and P. Singla. *Visual feedback control of tensegrity robotic systems*. In 2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pages 2048–2053, Septembre 2017. [Cité en pages 19, 91, et 94.]
- [Kaufhold 2017] T. Kaufhold, F. Schale, V. Böhm, and K. Zimmermann. *Indoor locomotion experiments of a spherical mobile robot based on a tensegrity structure with curved compressed members*. In 2017 IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, pages 523–528, Juillet 2017. [Cité en pages 16, 18, et 19.]
- [Kawamura 1995] S. Kawamura, W. Choe, S. Tanaka, and S. R. Pandian. *Development of an ultrahigh speed robot FALCON using wire drive system*. In Proceedings of 1995 IEEE International Conference on Robotics and Automation, volume 1, pages 215–220 vol.1, Mai 1995. [Cité en page 93.]
- [Kermorgant 2014] O. Kermorgant and F. Chaumette. *Dealing With Constraints in Sensor-Based Robot Control*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 30, no. 1, pages 244–257, Février 2014. [Cité en pages 86 et 88.]
- [Khalil 2002] W. Khalil and E. Dombre. *Modeling Identification and Control of Robots*. CRC Press, 2002. [Cité en page 103.]
- [Kokawa 1997] Kokawa. *Cable Scissors Arch–Marionettic Structure*. IASS International Colloquium, pages 107–114, 1997. [Cité en page 56.]
- [Kolker 2016] A. Kolker, M. Jokesch, and U. Thomas. *An Optical Tactile Sensor for Measuring Force Values and Directions for Several Soft and Rigid Contacts*. In Proceedings of ISR 2016 : 47st International Symposium on Robotics, pages 1–6, Juin 2016. [Cité en page 152.]
- [Kovac 2008] M. Kovac, M. Fuchs, A. Guignard, J. Zufferey, and D. Floreano. *A miniature 7g jumping robot*. In 2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pages 373–378, Mai 2008. [Cité en page 27.]
- [Kratochvil 2014] B. E. Kratochvil, M. P. Kummer, S. Erni, R. Borer, D. R. Frutiger, S. Schürle, and B. J. Nelson. *MiniMag : A Hemispherical Electromagnetic System for 5-DOF Wireless Micromanipulation*. In O. Khatib, V. Kumar, and G. Sukhatme, éditeurs, Experimental Robotics : The 12th International Symposium on Experimental Robotics, Springer Tracts in Advanced Robotics, pages 317–329. Springer, Berlin, Heidelberg, 2014. [Cité en page 120.]

## Références

---

- [Kumar 2016] N. Kumar, O. Piccin, L. Meylheuc, L. Barbé, and B. Bayle. *Design and Modeling of a Polymer Force Sensor*. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 21, no. 1, pages 555–564, Février 2016. [Cité en page 168.]
- [Kummer 2010] M. P. Kummer, J. J. Abbott, B. E. Kratochvil, R. Borer, A. Sengul, and B. J. Nelson. *OctoMag : An Electromagnetic System for 5-DOF Wireless Micromanipulation*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 26, no. 6, pages 1006–1017, Décembre 2010. [Cité en pages 120 et 121.]
- [Labrecque 2016] P. D. Labrecque, J.-M. Haché, M. Abdallah, and C. Gosselin. *Low-Impedance Physical Human-Robot Interaction Using an Active–Passive Dynamics Decoupling*. IEEE Robotics and Automation Letters, vol. 1, no. 2, pages 938–945, Juillet 2016. [Cité en page 130.]
- [Laskin 2013] A. Laskin and V. Laskin. *Beam shaping to generate uniform laser light sheet and linear laser spots*. In Laser Beam Shaping XIV, volume 8843, page 88430C. International Society for Optics and Photonics, Septembre 2013. [Cité en page 163.]
- [Lessard 2016] S. Lessard, D. Castro, W. Asper, S. D. Chopra, L. B. Baltaxe-Admony, M. Teodorescu, V. SunSpiral, and A. Agogino. *A bio-inspired tensegrity manipulator with multi-DOF, structurally compliant joints*. In 2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pages 5515–5520, Octobre 2016. [Cité en pages 14, 15, et 18.]
- [Li 2006] F. Li and R. E. Skelton. *Sensor/actuator selection for tensegrity structures*. In Proceedings of the 45th IEEE Conference on Decision and Control, pages 2332–2337, Décembre 2006. [Cité en pages 15 et 19.]
- [Li 2011a] Q. Li, R. E. Skelton, and J. Yan. *Energy optimization of deployable tensegrity structure*. In Proceedings of the 30th Chinese Control Conference, pages 2146–2151, Juillet 2011. [Cité en pages 27 et 43.]
- [Li 2011b] Q. Li, R. E. Skelton, and J. Yan. *Integrating mass and control energy optimization for tensegrity structure*. In 2011 2nd International Conference on Intelligent Control and Information Processing, volume 2, pages 654–659, Juillet 2011. [Cité en page 10.]
- [Liang 2010] X. Liang and S. A. Boppart. *Biomechanical Properties of In Vivo Human Skin From Dynamic Optical Coherence Elastography*. IEEE Transactions on Biomedical Engineering, vol. 57, no. 4, pages 953–959, Avril 2010. [Cité en page 151.]
- [Liégeois 1977] A. Liégeois. *Automatic Supervisory Control of the Configuration and Behavior of Multibody Mechanisms*. IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics, vol. 7, no. 12, pages 868–871, Décembre 1977. [Cité en page 85.]
- [Lindenroth 2017] L. Lindenroth, A. Soor, J. Hutchinson, A. Shafi, J. Back, K. Rhode, and H. Liu. *Design of a soft, parallel end-effector applied to robot-guided ultrasound interventions*. In 2017 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pages 3716–3721, Septembre 2017. [Cité en pages 124 et 149.]
- [Liu 2014] J. Liu, W. J. O’Connor, E. Ahearne, and G. Byrne. *Electromechanical modelling for piezoelectric flextensional actuators*. Smart Materials and Structures, vol. 23, no. 2, page 025005, 2014. [Cité en page 156.]
- [Liu 2016] J. Liu, Q. Wang, H. Wang, Y. Li, X. Hu, J. Cheng, and Y. Dai. *Design and Fabrication of a Catheter Magnetic Navigation System for Cardiac Arrhythmias*. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, vol. 26, no. 4, pages 1–4, Juin 2016. [Cité en page 120.]

## Références

---

- [Liu 2017] K. Liu, J. Wu, G. H. Paulino, and H. J. Qi. *Programmable Deployment of Tensegrity Structures by Stimulus-Responsive Polymers*. Scientific Reports, vol. 7, no. 1, page 3511, Juin 2017. [Cité en page 19.]
- [Luo 2017] A. Luo, J. Wang, and H. Liu. *Four-bar tensegrity robot based on ADAMS simulation*. In 2017 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation (ICMA), pages 1463–1468, Août 2017. [Cité en page 92.]
- [Maden 2011] F. Maden, K. Korkmaz, and Y. Akgün. *A review of planar scissor structural mechanisms : geometric principles and design methods*. Architectural Science Review, vol. 54, no. 3, pages 246–257, Août 2011. [Cité en pages 56 et 57.]
- [Mahoney 2011] A. W. Mahoney, J. C. Sarrazin, E. Bamberg, and J. J. Abbott. *Velocity Control with Gravity Compensation for Magnetic Helical Microswimmers*. Advanced Robotics, vol. 25, no. 8, pages 1007–1028, Janvier 2011. [Cité en pages 120 et 121.]
- [Mahoney 2015] A. W. Mahoney and J. J. Abbott. *Five-degree-of-freedom manipulation of an untethered magnetic device in fluid using a single permanent magnet with application in stomach capsule endoscopy* :. The International Journal of Robotics Research, Février 2015. [Cité en page 121.]
- [Mansard 2007] N. Mansard and F. Chaumette. *Task Sequencing for High-Level Sensor-Based Control*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 23, no. 1, pages 60–72, Février 2007. [Cité en page 82.]
- [Masic 2004] M. Masic and R. Skelton. *Open-loop control of class-2 tensegrity towers*. Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering, vol. 5383, Juillet 2004. [Cité en pages 16 et 91.]
- [Matheou 2018] M. Matheou, M. C. Phocas, E. G. Christoforou, and A. Müller. *On the kinetics of reconfigurable hybrid structures*. Journal of Building Engineering, vol. 17, pages 32–42, Mai 2018. [Cité en page 57.]
- [Maurin 2006] B. Maurin, B. Bayle, J. Gangloff, P. Zanne, M. de Mathelin, and O. Piccin. *A robotized positioning platform guided by computed tomography : practical issues and evaluation*. In Proceedings 2006 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2006. ICRA 2006., pages 251–256, Mai 2006. ISSN : 1050-4729. [Cité en pages 123 et 124.]
- [Mehrafrouz 2017] B. Mehrafrouz, M. Mohammadi, and M. T. Masouleh. *Kinematic Sensitivity Evaluation of Revolute and Prismatic 3-DOF Delta Robots*. In 2017 5th RSI International Conference on Robotics and Mechatronics (ICRoM), pages 225–231, Octobre 2017. [Cité en page 26.]
- [Merlet 2008] J.-P. Merlet and C. Gosselin. *Parallel Mechanisms and Robots*. In B. Siciliano and O. Khatib, editeurs, Springer Handbook of Robotics, pages 269–285. Springer, Berlin, Heidelberg, 2008. [Cité en page 6.]
- [Merlet 2009] J.-P. Merlet. *Analysis of Wire Elasticity for Wire-driven Parallel Robots*. In Proceedings of EUCOMES 08, pages 471–478. Springer, Dordrecht, 2009. [Cité en page 93.]
- [Moldagalieva 2019] A. Moldagalieva, D. Fadeyev, A. Kuzdeuov, V. Khan, B. Alimzhanov, and H. A. Varol. *Computer Vision-Based Pose Estimation of Tensegrity Robots Using Fiducial Markers*. In 2019 IEEE/SICE International Symposium on System Integration (SII), pages 478–483, Janvier 2019. [Cité en pages 19 et 91.]

## Références

---

- [Moored 2011] K. W. Moored, T. H. Kemp, N. E. Houle, and H. Bart-Smith. *Analytical predictions, optimization, and design of a tensegrity-based artificial pectoral fin*. International Journal of Solids and Structures, vol. 48, no. 22, pages 3142–3159, Novembre 2011. [Cité en pages 10, 15, 18, 76, 93, et 134.]
- [Morsch 2010] F. M. Morsch and J. L. Herder. *Design of a Generic Zero Stiffness Compliant Joint*. pages 427–435, Janvier 2010. [Cité en page 158.]
- [Motro 2003] R. Motro. *Tensegrity : Structural Systems for the Future*. Elsevier, 2003. [Cité en page 9.]
- [Mwongera 2020] K. Mwongera. *Kinematic Element Tracking for Tensegrity Mechanism Control*. Thèse de Master, Université de Bourgogne Franche-Comté, 2020. [Cité en page 184.]
- [Nahar 2003] D. R. Nahar and T. Sugar. *Compliant constant-force mechanism with a variable output for micro/macro applications*. In 2003 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No.03CH37422), volume 1, pages 318–323 vol.1, Septembre 2003. [Cité en page 158.]
- [Nelson 2010] B. J. Nelson, I. K. Kaliakatsos, and J. J. Abbott. *Microrobots for minimally invasive medicine*. Annual Review of Biomedical Engineering, vol. 12, pages 55–85, Août 2010. [Cité en page 120.]
- [Ongaro 2019] F. Ongaro, S. Pane, S. Scheggi, and S. Misra. *Design of an Electromagnetic Setup for Independent Three-Dimensional Control of Pairs of Identical and Nonidentical Microrobots*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 35, no. 1, pages 174–183, Février 2019. [Cité en page 121.]
- [Oppenheim 2000] I. Oppenheim and W. Williams. *Geometric Effects in an Elastic Tensegrity Structure*. Journal of elasticity and the physical science of solids, vol. 59, no. 1, pages 51–65, Juin 2000. [Cité en page 9.]
- [Paul 2006] C. Paul, F. J. Valero-Cuevas, and H. Lipson. *Design and control of tensegrity robots for locomotion*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 22, no. 5, pages 944–957, Octobre 2006. [Cité en pages 11, 14, 16, et 19.]
- [Paulino 2017] T. Paulino, P. Ribeiro, M. Neto, S. Cardoso, A. Schmitz, J. Santos-Victor, A. Bernardino, and L. Jamone. *Low-cost 3-axis soft tactile sensors for the human-friendly robot Vizzy*. In 2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), pages 966–971, Mai 2017. [Cité en page 152.]
- [Pellegrino 1999] S. Pellegrino, P. E. Kassabian, and Z. You. *Retractable roof structures*. Proceedings of The Institution of Civil Engineers-structures and Buildings, vol. 134, pages 45–56, Janvier 1999. [Cité en page 56.]
- [Peyron 2018] Q. Peyron, Q. Boehler, K. Rabenorosoa, B. J. Nelson, P. Renaud, and N. Andreff. *Kinematic Analysis of Magnetic Continuum Robots Using Continuation Method and Bifurcation Analysis*. IEEE Robotics and Automation Letters, vol. 3, no. 4, pages 3646–3653, Octobre 2018. [Cité en page 120.]
- [Pierrot 2003] F. Pierrot, O. Merigeaux, P. Pognet, E. Dombre, and G. Duchemin. *Design and control issues for intrinsically safe medical robots*. Industrial Robot : the international journal of robotics research and application, vol. 30, no. 1, pages 83–88, Février 2003. [Cité en pages 123 et 124.]

## Références

---

- [Pinaud 2003] J.-P. Pinaud, M. Masic, and R. Skelton. *Path planning for the deployment of tensegrity structures*. Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering, vol. 5049, Juillet 2003. [Cité en page 16.]
- [Pinaud 2004] J.-P. Pinaud, S. Solari, and R. E. Skelton. *Deployment of a class 2 tensegrity boom*. In *Smart Structures and Materials*, volume 5390, pages 155–163. International Society for Optics and Photonics, Juillet 2004. [Cité en pages 10, 12, 16, 91, et 134.]
- [Pinero 1961] E. Pinero. *Project for a mobile theater*. In *Architectural Design*, page 570. 1961. [Cité en page 56.]
- [Pourkand 2018] A. Pourkand and J. J. Abbott. *A Critical Analysis of Eight-Electromagnet Manipulation Systems : The Role of Electromagnet Configuration on Strength, Isotropy, and Access*. IEEE Robotics and Automation Letters, vol. 3, no. 4, pages 2957–2962, Octobre 2018. [Cité en pages 120 et 121.]
- [Qijun 2002] C. Qijun and W. Halang. *Development of 4 DOF planar macro-micro manipulators system*. In IEEE 2002 28th Annual Conference of the Industrial Electronics Society. IECON 02, volume 3, pages 2231–2236 vol.3, Novembre 2002. [Cité en page 130.]
- [Rhode-Barbarigos L. 2012] Rhode-Barbarigos L., Schulin C., Ali N. Bel Hadj, Motro R., and Smith I. F. C. *Mechanism-Based Approach for the Deployment of a Tensegrity-Ring Module*. Journal of Structural Engineering, vol. 138, no. 4, pages 539–548, Avril 2012. [Cité en page 11.]
- [Rhode-Barbarigos 2010] L. Rhode-Barbarigos, H. Jain, P. Kripakaran, and I. F. C. Smith. *Design of tensegrity structures using parametric analysis and stochastic search*. Engineering with Computers, vol. 26, no. 2, pages 193–203, Avril 2010. [Cité en page 15.]
- [Riener 2005] R. Riener, T. Villgrattner, R. Kleiser, T. Nef, and S. Kollias. *fMRI-Compatible Electromagnetic Haptic Interface*. In IEEE Engineering in Medicine and Biology 27th Annual Conference, pages 7024–7027, Janvier 2005. [Cité en pages 151 et 154.]
- [Rodelo 2018] M. Rodelo, J. L. Villa, J. Duque, and E. Yime. *Kinematic Analysis and Performance of a Planar 3RRR Parallel Robot with Kinematic Redundancy using Screw Theory*. In 2018 IEEE 2nd Colombian Conference on Robotics and Automation (CCRA), pages 1–6, Novembre 2018. [Cité en page 26.]
- [Ronchi 2005] S. Ronchi, O. Company, S. Krut, F. Pierrot, and A. Fournier. *High resolution flexible 3-RRR planar parallel micro-stage in near singular configuration for resolution improvement. Part I*. In 2005 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pages 547–552, Août 2005. ISSN : 2153-0866. [Cité en page 130.]
- [Rothmund 2018] P. Rothmund, A. Ainla, L. Belding, D. J. Preston, S. Kurihara, Z. Suo, and G. M. Whitesides. *A Soft, Bistable Valve for Autonomous Control of Soft Actuators*. Science Robotics, vol. 3, pages 1–10, 2018. [Cité en page 7.]
- [Sabelhaus 2015] A. P. Sabelhaus, J. Bruce, K. Caluwaerts, P. Manovi, R. F. Firoozi, S. Dobi, A. M. Agogino, and V. SunSpiral. *System design and locomotion of SUPERball, an untethered tensegrity robot*. In 2015 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), pages 2867–2873, Mai 2015. [Cité en pages 11, 12, 19, 29, et 134.]
- [Sabelhaus 2016] A. P. Sabelhaus, H. Ji, P. Hylton, Y. Madaan, C. Yang, A. M. Agogino, J. Friesen, and V. SunSpiral. *Mechanism Design and Simulation of the ULTRA Spine : A Tensegrity*

## Références

---

- Robot*. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, Janvier 2016. [Cité en page 14.]
- [Santos 2015] F. A. d. Santos, A. Rodrigues, and A. Micheletti. *Design and experimental testing of an adaptive shape-morphing tensegrity structure, with frequency self-tuning capabilities, using shape-memory alloys*. *Smart Materials and Structures*, vol. 24, no. 10, page 105008, Septembre 2015. [Cité en pages 16, 18, et 117.]
- [Schenk 2007] M. Schenk, S. D. Guest, and J. L. Herder. *Zero stiffness tensegrity structures*. *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, no. 20, pages 6569–6583, Octobre 2007. [Cité en page 29.]
- [Schenk 2016] C. Schenk, C. Masone, P. Miermeister, and H. H. Bühlhoff. *Modeling and analysis of cable vibrations for a cable-driven parallel robot*. In 2016 IEEE International Conference on Information and Automation (ICIA), pages 454–461, Août 2016. [Cité en page 93.]
- [Schepelmann 2014] A. Schepelmann, K. A. Geberth, and H. Geyer. *Compact nonlinear springs with user defined torque-deflection profiles for series elastic actuators*. In 2014 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), pages 3411–3416, Mai 2014. [Cité en page 155.]
- [Shahinpoor 1996] M. Shahinpoor. *Multifingered grabbers as smart structures for robotic applications*. In 3rd International Conference on Intelligent Materials and 3rd European Conference on Smart Structures and Materials, volume 2779, pages 1000–1006. International Society for Optics and Photonics, Avril 1996. [Cité en pages 56, 57, et 65.]
- [Shea 2002] K. Shea, E. Fest, and I. F. C. Smith. *Developing intelligent tensegrity structures with stochastic search*. *Advanced Engineering Informatics*, vol. 16, no. 1, pages 21–40, Janvier 2002. [Cité en page 16.]
- [Siciliano 1990] B. Siciliano. *Kinematic control of redundant robot manipulators : A tutorial*. *Journal of Intelligent and Robotic Systems*, vol. 3, no. 3, pages 201–212, Septembre 1990. [Cité en pages 81, 82, et 115.]
- [Sikorski 2017] J. Sikorski, I. Dawson, A. Denasi, E. E. G. Hekman, and S. Misra. *Introducing BigMag #x2014; A novel system for 3D magnetic actuation of flexible surgical manipulators*. In 2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pages 3594–3599, Mai 2017. [Cité en pages 121 et 122.]
- [Sikorski 2019] J. Sikorski, C. M. Heunis, F. Franco, and S. Misra. *The ARMM System : An Optimized Mobile Electromagnetic Coil for Non-Linear Actuation of Flexible Surgical Instruments*. *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 55, no. 9, pages 1–9, Septembre 2019. [Cité en pages 121 et 122.]
- [Sitti 2009] M. Sitti. *Voyage of the microrobots*. *Nature*, vol. 458, no. 7242, pages 1121–1122, Avril 2009. [Cité en page 120.]
- [Skelton 2001] R. E. Skelton, J. P. Pinaud, and D. L. Mingori. *Dynamics of the shell class of tensegrity structures*. *Journal of the Franklin Institute*, vol. 338, no. 2, pages 255–320, Mars 2001. [Cité en page 80.]
- [Skelton 2014] R. E. Skelton, F. Fraternali, G. Carpentieri, and A. Micheletti. *Minimum mass design of tensegrity bridges with parametric architecture and multiscale complexity*. *Mechanics Research Communications*, vol. 58, pages 124–132, Juin 2014. [Cité en page 10.]

## Références

---

- [Snelson 1965] K. Snelson. *Continuous tension, discontinuous compression structures*, 1965. US3169611. [Cité en pages 8 et 28.]
- [Snelson 1990] K. Snelson. *Letter to R. Motro*, 1990. [Cité en page 8.]
- [Su 2011] H. Su, M. Zervas, G. A. Cole, C. Furlong, and G. S. Fischer. *Real-time MRI-guided needle placement robot with integrated fiber optic force sensing*. In 2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pages 1583–1588, Mai 2011. [Cité en pages 151 et 154.]
- [Su 2017] H. Su, I. I. Iordachita, J. Tokuda, N. Hata, X. Liu, R. Seifabadi, S. Xu, B. Wood, and G. S. Fischer. *Fiber-Optic Force Sensors for MRI-Guided Interventions and Rehabilitation : A Review*. IEEE Sensors Journal, vol. 17, no. 7, pages 1952–1963, Avril 2017. [Cité en page 151.]
- [Sultan 2014] C. Sultan. *Tensegrity deployment using infinitesimal mechanisms*. International Journal of Solids and Structures, vol. 51, no. 21, pages 3653–3668, Octobre 2014. [Cité en page 17.]
- [Sumi 2017] S. Sumi, V. Böhm, and K. Zimmermann. *A multistable tensegrity structure with a gripper application*. Mechanism and Machine Theory, vol. 114, no. Supplement C, pages 204–217, Août 2017. [Cité en pages 14 et 37.]
- [Sun 2014] X. Sun, X. Jing, J. Xu, and L. Cheng. *Vibration isolation via a scissor-like structured platform*. Journal of Sound and Vibration, vol. 333, no. 9, pages 2404–2420, Avril 2014. [Cité en page 159.]
- [Sun 2015] X. Sun, X. Jing, L. Cheng, and J. Xu. *A 3-D Quasi-Zero-Stiffness-Based Sensor System for Absolute Motion Measurement and Application in Active Vibration Control*. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, vol. 20, no. 1, pages 254–262, Février 2015. [Cité en page 159.]
- [Tanouye 2018] M. M. Tanouye and V. Vikas. *Static and Stability Analysis of a Planar Compliant Tensegrity Mechanism*. In International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference, volume Volume 5A : 42nd Mechanisms and Robotics Conference, pages 362–369. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, Novembre 2018. [Cité en page 13.]
- [Taylor 2003] R. Taylor and D. Stoianovici. *Medical robotics in computer-integrated surgery*. IEEE Transactions on Robotics and Automation, vol. 19, no. 5, pages 765–781, Octobre 2003. [Cité en pages 59, 123, et 124.]
- [Tchouatat Kepsou 2020] I. Tchouatat Kepsou. *Design of a Compliant Gough-Stewart Platform Based on Tensegrity Mechanisms*. Thèse de Master, Université de Bourgogne Franche-Comté, 2020. [Cité en pages 182 et 183.]
- [Tibert 2002] A. Tibert and S. Pellegrino. *Deployable Tensegrity Reflectors for Small satellites*. Journal of Spacecraft and Rockets, vol. 39, no. 5, pages 702–709, 2002. [Cité en pages 10 et 11.]
- [Tibert 2011] A. Tibert and S. Pellegrino. *Review of Form-Finding Methods for Tensegrity Structures*. International Journal of Space Structures, vol. 26, no. 3, pages 241–255, Septembre 2011. [Cité en pages 13 et 22.]

## Références

---

- [van Riesen 2018] A. van Riesen, M. Furet, C. Christine, and P. Wenger. *Dynamic Analysis and Control of an Antagonistically Actuated Tensegrity Mechanism*. pages 481–490, Juin 2018. [Cité en page 14.]
- [Vasquez 2007] R. E. Vasquez and J. C. Correa. *Kinematics, Dynamics and Control of a Planar 3-DOF Tensegrity Robot Manipulator*. pages 855–866. American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2007. [Cité en page 80.]
- [Vasquez 2014] R. E. Vasquez, I. Crane, Carl D., and J. C. Correa. *Analysis of a Planar Tensegrity Mechanism for Ocean Wave Energy Harvesting*. *Journal of Mechanisms and Robotics*, vol. 6, no. 3, pages 031015–031015–12, Juin 2014. [Cité en page 12.]
- [Veuve 2016] N. Veuve, S. Dalil Safaei, and I. F. C. Smith. *Active control for mid-span connection of a deployable tensegrity footbridge*. *Engineering Structures*, vol. 112, pages 245–255, Avril 2016. [Cité en page 11.]
- [Veuve 2017] N. Veuve, A. C. Sychterz, and I. F. C. Smith. *Adaptive control of a deployable tensegrity structure*. *Engineering Structures*, vol. 152, pages 14–23, Décembre 2017. [Cité en page 11.]
- [Villani 2008] L. Villani and J. D. Schutter. *Force Control*. In *Springer Handbook of Robotics*, pages 161–185. Springer, Berlin, Heidelberg, 2008. [Cité en pages 124 et 148.]
- [Viot 2017] L. Viot, P. Renaud, and M. Nierenberger. *Développement d'un capteur d'effort à technologie optique par impression 3D*. Thèse de Master, INSA de Strasbourg, 2017. [Cité en page 163.]
- [Véron 2013] B. Véron, A. Hubert, J. Abadie, and N. Andreff. *Geometric analysis of the singularities of a magnetic manipulation system with several mobile coils*. In *2013 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pages 4996–5001, Novembre 2013. ISSN : 2153-0866. [Cité en pages 121 et 125.]
- [Wan 2018] J. Wan, J. Yao, L. Zhang, and H. Wu. *A Weighted Gradient Projection Method for Inverse Kinematics of Redundant Manipulators Considering Multiple Performance Criteria*. *Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering*, vol. 64, no. 7-8, pages 475–487, 2018. [Cité en page 82.]
- [Wenger 2018] P. Wenger and D. Chablat. *Kinetostatic Analysis and Solution Classification of a Planar Tensegrity Mechanism*. In S. Zegloul, L. Romdhane, and M. A. Laribi, éditeurs, *Computational Kinematics, Mechanisms and Machine Science*, pages 422–431. Springer International Publishing, 2018. [Cité en pages 14, 28, 29, et 36.]
- [Wettels 2008] N. Wettels, L. M. Smith, V. J. Santos, and G. E. Loeb. *Deformable skin design to enhance response of a biomimetic tactile sensor*. In *2nd IEEE RAS EMBS International Conference on Biomedical Robotics and Biomechatronics*, pages 132–137, Octobre 2008. [Cité en pages 152 et 154.]
- [Wijdeven 2005] J. v. d. Wijdeven and B. d. Jager. *Shape change of tensegrity structures : design and control*. In *Proceedings of the 2005, American Control Conference, 2005.*, pages 2522–2527 vol. 4, Juin 2005. [Cité en pages 16, 17, 19, et 80.]
- [Witt 2012] J. Witt, F. Narbonneau, M. Schukar, K. Krebber, J. D. Jonckheere, M. Jeanne, D. Kinet, B. Paquet, A. Depre, L. T. D'Angelo, T. Thiel, and R. Logier. *Medical Textiles With Embedded*

## Références

---

- Fiber Optic Sensors for Monitoring of Respiratory Movement*. IEEE Sensors Journal, vol. 12, no. 1, pages 246–254, Janvier 2012. [Cité en page 152.]
- [Xie 2015] H. Xie, H. Liu, Y. Noh, J. Li, S. Wang, and K. Althoefer. *A Fiber-Optics-Based Body Contact Sensor for a Flexible Manipulator*. IEEE Sensors Journal, vol. 15, no. 6, pages 3543–3550, Juin 2015. [Cité en page 151.]
- [Yang 2019] L. Yang, X. Du, E. Yu, D. Jin, and L. Zhang. *DeltaMag : An Electromagnetic Manipulation System with Parallel Mobile Coils*. In 2019 International Conference on Robotics and Automation, pages 9814–9820, Mai 2019. ISSN : 1050-4729. [Cité en pages 121, 122, et 130.]
- [Ye 2014] Z. Ye, S. Régnier, and M. Sitti. *Rotating Magnetic Miniature Swimming Robots With Multiple Flexible Flagella*. IEEE Transactions on Robotics, vol. 30, no. 1, pages 3–13, Février 2014. [Cité en page 120.]
- [Yoshikawa 1985] T. Yoshikawa. *Manipulability of Robotic Mechanisms*. The International Journal of Robotics Research, vol. 4, no. 2, pages 3–9, Juin 1985. [Cité en page 26.]
- [Yurkewich 2014] D. S. Yurkewich, A. Escoto, A. L. Trejos, M. E. LeBel, R. V. Patel, and M. D. Naish. *Low-cost force-sensing arthroscopic tool using threaded fiber Bragg grating sensors*. In 5th IEEE RAS/EMBS International Conference on Biomedical Robotics and Biomechatronics, pages 28–33, Août 2014. [Cité en page 151.]
- [Zappetti 2019] D. Zappetti, S. H. Jeong, J. Shintake, and D. Floreano. *Phase Changing Materials-Based Variable-Stiffness Tensegrity Structures*. Soft Robotics, Décembre 2019. [Cité en pages 12, 13, 17, et 18.]
- [Zhang 2008] J. Zhang, B. Li, Y. Xu, and J. Yang. *Macro-micro Driven Ultra-Precision Positioning Stage for Conventional Grinder*. In Intelligent Robotics and Applications, Lecture Notes in Computer Science, pages 848–857. Springer, Berlin, Heidelberg, Octobre 2008. [Cité en page 130.]
- [Zhou 2017] J. Zhou, K. Wang, D. Xu, H. Ouyang, and Y. Li. *A Six Degrees-of-Freedom Vibration Isolation Platform Supported by a Hexapod of Quasi-Zero-Stiffness Struts*. Journal of Vibration and Acoustics, vol. 139, no. 3, pages 034502–034502–5, Avril 2017. [Cité en page 159.]
- [Zong 2008] G. Zong, X. Pei, J. Yu, and S. Bi. *Classification and type synthesis of 1-DOF remote center of motion mechanisms*. Mechanism and Machine Theory, vol. 43, no. 12, pages 1585–1595, Décembre 2008. [Cité en page 59.]
- [Zorn 2012] L. Zorn, P. Renaud, B. Bayle, L. Goffin, C. Lebosse, M. de Mathelin, and J. Foucher. *Design and Evaluation of a Robotic System for Transcranial Magnetic Stimulation*. IEEE Transactions on Biomedical Engineering, vol. 59, no. 3, pages 805–815, Mars 2012. [Cité en pages 59, 62, et 124.]

Jérémy BEGEY

# Analyse, conception et commande de manipulateurs en tensegrité

Application à la manipulation magnétique

## Résumé

Un grand nombre de contextes nécessitent une gestion appropriée des interactions entre un robot et son environnement. Néanmoins, le développement de manipulateurs robotisés adaptés à ces interactions tout en répondant à des problématiques de légèreté et de compacité est toujours un problème ouvert.

Dans cette thèse, nous proposons une nouvelle solution à ce problème en exploitant des mécanismes de tensegrité, qui sont des mécanismes d'intérêt pour leur résistance, leur déployabilité et leur compliance. Nous visons ainsi le développement de manipulateurs en tensegrité.

Pour discuter un tel développement, l'analyse, la conception, la commande et la perception sont abordées. Dans ce cadre, nous proposons tout d'abord des outils et des critères d'évaluation dédiés à ces systèmes particuliers. Deux méthodes de conception, la première basée sur un assemblage de blocs et la seconde sur une analogie avec les structures en ciseaux, sont ensuite élaborées pour effectuer le choix de l'architecture des manipulateurs. Ces méthodes sont exploitées pour concevoir deux manipulateurs respectant une contrainte de centre de rotation déporté, menant à la fabrication de prototypes et à des évaluations expérimentales. Après cela, nous mettons en place des commandes adaptées à la mise en mouvement de ces manipulateurs pour d'une part exploiter la redondance pouvant être présente en optimisant certaines performances d'intérêt, et d'autre part pour respecter les limites de fonctionnement. Suite à cela, ces contributions sont exploitées pour proposer une réponse préliminaire à un besoin dans le contexte biomédical. Ce travail mène ainsi au développement et à la fabrication d'un manipulateur dédié à une tâche de manipulation magnétique. Enfin, un capteur d'effort adapté à la gestion du contact est proposé. Pour cela, un transducteur avec une raideur nulle à la transition du contact est conçu et une nouvelle mesure optique exploitant des composants réalisés par fabrication additive est développée.

Mots-clés : Mécanismes de tensegrité, manipulateurs, conception mécanique, commande cinématique, manipulation magnétique, capteur d'effort, mécanisme compliant.

## Abstract

Many contexts require appropriate management of the interactions between a robot and its environment. However, the development of robotic manipulators suited for these interactions while fulfilling needs in terms of weight and compacity is still an open issue.

In this thesis, we address this problem by exploiting tensegrity mechanisms, which are of interest for their resistance, their deployability and their compliance. We thus aim the development of tensegrity-based manipulators.

To discuss this development, we study the analysis, the design, the control and the instrumentation of such manipulators. We then firstly propose tools and evaluation criteria dedicated to these particular systems. Two design methods are then elaborated to select the architecture of tensegrity-based manipulators. The first one is based on the assembly of elementary blocks while the second one uses an analogy with scissor structures. These methods are exploited to design two manipulators which respect a remote center of motion constraint, leading to the construction of prototypes and experimental evaluations. After that, we propose control laws which are adapted to these manipulators by exploiting the redundancy that can be obtained to optimize a given criterion of interest as well as guarantying that operating limits are not reached. Following this work, these contributions are used to address a need in the biomedical context. This work then leads to the development and the manufacturing of a manipulator dedicated to magnetic manipulation. Finally, a novel force sensor for contact management is proposed. A transducer with a null stiffness at the contact transition is designed and a new optical measurement cell exploiting components created by additive manufacturing is developed.

Keywords: Tensegrity mechanisms, manipulators, mechanical design, kinematic control, magnetic manipulation, force sensor, compliant mechanism.

