

**Titre:** Augmentation de performance des doigts sous-actionnés par  
actionnement multiple

**Auteur:** Jean-Michel Boucher  
Author:

**Date:** 2015

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Boucher, J.-M. (2015). Augmentation de performance des doigts sous-actionnés  
par actionnement multiple [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de  
Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/1948/>  
Citation:

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/1948/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de  
recherche:** Lionel Birglen  
Advisors:

**Programme:** Génie mécanique  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

AUGMENTATION DE PERFORMANCE DES DOIGTS SOUS-ACTIONNÉS PAR  
ACTIONNEMENT MULTIPLE

JEAN-MICHEL BOUCHER  
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLOME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE MÉCANIQUE)  
DÉCEMBRE 2015

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

AUGMENTATION DE PERFORMANCE DES DOIGTS SOUS-ACTIONNÉS PAR  
ACTIONNEMENT MULTIPLE

présenté par : BOUCHER Jean-Michel

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. GOURDEAU Richard, Ph. D., président

M. BIRGLEN Lionel, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. SAUSSIÉ David, Ph. D., membre

## REMERCIEMENTS

Je souhaite d'abord remercier mon directeur de recherche, Lionel Birglen, qui m'a proposé ce sujet de recherche. Merci de m'avoir fait confiance dès le départ et pour tout le soutien apporté tout au long de cette recherche. J'aimerais aussi remercier mes parents, Pierrette et Gilles, tous deux pour leurs encouragements et leur patience, et plus particulièrement ma mère pour son aide précieuse lors de la révision de ce mémoire. Je remercie aussi mon frère, Dominic, avec qui j'ai eu la chance de travailler au laboratoire le temps d'une session.

Aux membres du laboratoire, Bruno, Hamed, Dmitri, Pierre-Olivier et Clément, je dis merci pour tous ces échanges enrichissants qui nous ont souvent bien fait rire. Je ne voudrais pas non plus oublier de remercier Jean-Philippe Roberge, qui a été de bon conseil et qui m'a incité à poursuivre aux études supérieures.

En terminant, j'aimerais sincèrement remercier tous mes proches, mes amis, ma famille élargie ; je suis entouré de gens formidables sur qui je peux toujours compter. Un merci tout particulier à Laurence, pour son soutien de tous les instants.



## RÉSUMÉ

Les préhenseurs font partie des éléments critiques en robotique, notamment lorsqu'ils sont amenés à saisir des objets de formes et de grandeurs différentes. L'utilisation typique d'un actionneur pour chaque degré de liberté (DDL) constitue un système complexe nécessitant généralement l'utilisation de plusieurs capteurs et d'algorithmes de contrôle évolués. Les concepts sous-actionnés, pour leur part, ne nécessitent généralement pas ces éléments. Ils suscitent donc un intérêt grandissant et font l'objet de plus en plus d'études, le coût et le poids devenant des enjeux inévitables.

La plupart des mécanismes sous-actionnés n'utilisent pas plus d'un actionneur agissant sur les mêmes DDL. Pour les doigts sous-actionnés, sujet de ce mémoire, l'utilisation d'un seul actionneur peut limiter les performances. L'objectif de la présente étude est de quantifier les avantages de l'actionnement multiple, c'est-à-dire l'utilisation de plusieurs actionneurs. Deux cas sont étudiés. Le premier porte sur l'amélioration des performances du point de vue de la saisie d'objets. Le deuxième porte sur le contrôle de la trajectoire de fermeture, c'est-à-dire le mouvement libre du doigt sans qu'il y ait contact avec un objet.

Dans le premier cas, l'amélioration des performances de la prise englobante, c'est-à-dire enveloppant l'objet en maximisant le nombre de contacts, est évaluée pour différentes combinaisons d'actionneurs, après une optimisation de la géométrie pour chacune d'entre elles. Deux architectures sont étudiées, une pour laquelle un maximum de trois couples d'actionnement sont distribués à l'intérieur du mécanisme, et l'autre pouvant accueillir deux actionneurs dans la paume. Pour la première, une amélioration marquée de la performance est observée, alors que pour la deuxième, la différence est plutôt modeste.

Dans le deuxième cas, l'architecture comportant deux actionneurs dans la paume est optimisée pour obtenir deux trajectoires de fermeture différentes. L'actionnement du doigt par un des actionneurs occasionne une trajectoire analogue à une prise englobante alors que l'utilisation du second en occasionne une pour laquelle la phalange distale demeure perpendiculaire à la paume. Un prototype de ce doigt ayant le comportement escompté est présenté.

À la lumière de cette étude, il est clair qu'il y a avantage à utiliser plusieurs actionneurs sur un doigt sous-actionné, que ce soit pour améliorer les performances de la saisie d'objets ou pour permettre le contrôle de la trajectoire de fermeture.

## ABSTRACT

Grippers are one of the critical elements in robotics, especially when they get to grasp differently shaped and sized objects. Typical use of one actuator per degree of freedom (DOF) leads to complex mechanisms generally needing many sensors and advanced control algorithms. However in most cases, underactuated designs do not need those components. Therefore, underactuated grippers are the focus of a growing number of works as cost and weight become inescapable issues.

Most underactuated mechanisms use no more than one actuator for a set of DOF. As for underactuated fingers, topic of this work, using a single actuator can limit their performance. The main objective of this work is to quantify the advantages of multiple drive actuation, i.e., using several actuators. Two cases are studied. The first focuses on grasp performance augmentation. The second one is about motion control.

In the first study case, grasp performance augmentation is assessed for various combinations of actuators, geometry being optimized for each one. Two architectures are studied, one for which a maximum of three torques inputs are distributed throughout the mechanism, and another able to accommodate two actuators in the palm. For the first one, a significant performance amelioration is observed, while for the second one, the difference is modest.

In the second study case, the architecture using two actuators in the palm is optimized in order to obtain two distinct closing motions. Driving the finger with one actuator leads to an enveloping grasp like motion, while using the second one leads to a pinch grasp preshaping, i.e., a closing motion for which the distal phalanx remains perpendicular to the palm. A prototype showing the expected behaviour is presented.

In the light of this study, it is clear that using several actuators on an underactuated finger is an advantage, whether it be for grasp performance augmentation or to allow motion control.

## TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS . . . . .	iii
RÉSUMÉ . . . . .	iv
ABSTRACT . . . . .	v
TABLE DES MATIÈRES . . . . .	vi
LISTE DES TABLEAUX . . . . .	viii
LISTE DES FIGURES . . . . .	ix
LISTE DES ANNEXES . . . . .	xi
CHAPITRE 1 INTRODUCTION . . . . .	1
1.1 Notions générales sur les préhenseurs . . . . .	1
1.2 Sous-actionnement . . . . .	3
1.3 Problématique . . . . .	4
1.4 Objectifs de recherche . . . . .	6
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE . . . . .	8
2.1 Concepts existants . . . . .	8
2.2 Analyse des doigts sous-actionnés . . . . .	10
2.3 Travaux précédents sur l'actionnement multiple . . . . .	15
CHAPITRE 3 DÉMARCHE DE TRAVAIL . . . . .	16
CHAPITRE 4 ARTICLE 1 : PERFORMANCE AUGMENTATION OF UNDERAC- TUATED FINGERS USING MULTIPLE DRIVE ACTUATION . . . . .	18
4.1 Abstract . . . . .	18
4.2 Introduction . . . . .	18
4.3 Kinetostatic Analysis . . . . .	20
4.3.1 Jacobian Matrix . . . . .	23
4.3.2 Transmission Matrix . . . . .	23
4.3.3 Serial-Drive Finger Transmission Matrix . . . . .	25
4.3.4 Parallel-Drive Finger Transmission Matrix . . . . .	26

4.4	Performance indices . . . . .	27
4.4.1	Isotropic Force Repartition . . . . .	27
4.4.2	Grasp Stiffness . . . . .	28
4.4.3	Compactness . . . . .	29
4.5	Case Studies . . . . .	30
4.5.1	Case Study 1: 3-DOF Serial-Drive Finger Grasp Performance Optimization . . . . .	31
4.5.2	Case Study 2: 3-DOF Parallel-Drive Finger Grasp Performance Optimization . . . . .	34
4.6	Conclusion . . . . .	35
4.7	Acknowledgments . . . . .	35
CHAPITRE 5 ASPECTS MÉTHODOLOGIQUES ET RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES . . . . .		38
5.1	Aspects méthodologiques . . . . .	38
5.1.1	Algorithme d'évaluation de la performance d'un individu . . . . .	38
5.1.2	Évitement des collisions . . . . .	39
5.1.3	Calcul de la position d'équilibre . . . . .	40
5.1.4	Discussion sur les critères de performance . . . . .	42
5.2	Données supplémentaires sur les performances des géométries optimisées . . . . .	43
5.3	Autres stratégies d'actionnement pour le doigt à actionnement sériel . . . . .	45
5.4	Contrôle du mouvement par actionnement parallèle : prototype . . . . .	47
CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE . . . . .		51
CHAPITRE 7 CONCLUSION . . . . .		54
RÉFÉRENCES . . . . .		55
ANNEXES . . . . .		59

## LISTE DES TABLEAUX

Table 4.1	Case study 1: Actuation Strategies . . . . .	31
Table 4.2	Case study 1: Optimization parameters, design variables and constants	31
Table 4.3	Case study 1: Results summary . . . . .	33
Table 4.4	Case study 2: Actuation Strategies . . . . .	34
Table 4.5	Case study 2: Optimization parameters, design variables and constants	34
Table 4.6	Case study 2 : Results summary . . . . .	36
Tableau 5.1	Détails des prises et travail minimal $\Delta W$ . . . . .	45
Tableau 5.2	Actionnement sériel : autres stratégies possibles . . . . .	46
Tableau 5.3	Actionnement sériel : autres stratégies possibles, résultats . . . . .	47
Tableau 5.4	Indices de performance et représentation de toutes les stratégies d'actionnement optimisées . . . . .	48
Tableau 6.1	Comparaison des performances en utilisant la géométrie du doigt AS#1-1 avec la stratégie d'actionnement AS#1-4 . . . . .	53
Table A.1	Optimization parameters . . . . .	65
Table A.2	Optimization results . . . . .	66

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Prise englobante et prise de pincée . . . . .	2
Figure 1.2	Capacité de la <i>SmartHand</i> à faire des gestes (c.-à-d. compter) . . . . .	3
Figure 1.3	Fermeture d'un doigt à 2 DDL sur un objet . . . . .	4
Figure 1.4	Système linéaire sous-actionné à trois DDL . . . . .	5
Figure 2.1	Le <i>Soft Gripper</i> de Hirose et Umetani (1978) . . . . .	9
Figure 2.2	Exemple de doigts entraînés par un mécanisme de transmission à membrures rigides . . . . .	9
Figure 2.3	Exemple d'un doigt actionné par un tendon . . . . .	10
Figure 2.4	Exemple de préhenseur adaptatif utilisant un mécanisme de transmission à membrures rigides et des liaisons compliantes . . . . .	11
Figure 2.5	Exemple d'une reconfiguration . . . . .	12
Figure 2.6	Exemple d'une séquence d'éjection . . . . .	12
Figure 2.7	Exemple d'éjection en hyperextension . . . . .	13
Figure 4.1	Serial-drive finger geometry (a) and forces (b) . . . . .	21
Figure 4.2	Parallel-drive finger geometry (a) and forces (b) . . . . .	21
Figure 4.3	Illustration of the convex area and total height of a finger . . . . .	29
Figure 4.4	Three-DOF serial-drive finger . . . . .	32
Figure 4.5	Case study 1: Optimized geometries for each actuation strategy . . . . .	33
Figure 4.6	Case study 1: Grasp of a circular object of radius $r = 1.25$ . . . . .	33
Figure 4.7	Three-DOF parallel-drive finger . . . . .	35
Figure 4.8	Case study 2 : Optimized geometries for each actuation strategy . . . . .	36
Figure 4.9	Case study 2 : Optimized design AS#2-2 grasping two different circular objects . . . . .	37
Figure 5.1	Modification des membrures du mécanisme de transmission . . . . .	40
Figure 5.2	Séquence typique de fermeture . . . . .	41
Figure 5.3	Exemple d'un doigt pour lequel la position d'équilibre trouvée ne respecte pas la séquence de fermeture supposée . . . . .	42
Figure 5.4	Actionnement sériel : autres stratégies possibles, résultats . . . . .	49
Figure 5.5	Trajectoire de fermeture pour une prise englobante . . . . .	50
Figure 5.6	Trajectoire de fermeture pour une prise de pincée . . . . .	50
Figure 6.1	Concept d'un doigt sous-actionné par tendon avec actionnement distribué, modélisé par Dominic Boucher . . . . .	52
Figure A.1	Dual drive actuation finger geometry . . . . .	61

Figure A.2	Three DOF compliant finger with two actuators . . . . .	65
Figure A.3	Enveloping closing motion from actuation torque $T_a$ . . . . .	65
Figure A.4	Pinching closing motion from actuation torque $T_b$ . . . . .	66
Figure A.5	Distal phalanx angle during pinching closing motion (without object)	66
Figure A.6	Pinch grasp closing motion on a circular object, $b_2 = 24$ mm . . . . .	66
Figure A.7	Pinch grasp performance with a circular object . . . . .	66
Figure A.8	Resulting motion from a combination of actuation torques $\{T_a; T_b\} = \{0.2; 0.0\}$ to $\{3.2; -6\}$ . . . . .	66
Figure A.9	Resulting motion from a combination of actuation torques $\{T_a; T_b\} = \{-0.1; 0.1\}$ to $\{-0.1; -1.7\}$ . . . . .	66
Figure A.10	Underactuated finger prototype . . . . .	66

**LISTE DES ANNEXES**

Annexe A	ARTICLE 2 : UNDERACTUATED FINGER CLOSING MOTION CONTROL USING DUAL DRIVE ACTUATION . . . . .	59
----------	---	----



## CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Ce travail de recherche s’inscrit dans la lignée des travaux sur les mécanismes sous-actionnés faits au Laboratoire de robotique de l’École Polytechnique de Montréal sous la direction du professeur Lionel Birglen. L’objectif est d’explorer une nouvelle avenue dans la quête de meilleures performances pour ces mécanismes. Plus particulièrement, ce travail se concentre sur les doigts adaptatifs et sur l’utilisation de plusieurs actionneurs sur un même mécanisme sous-actionné.

Les préhenseurs représentent un élément critique d’un système robotique. Comme la main pour l’Homme, il s’agit de l’élément qui permet d’entrer en contact direct avec l’environnement pour saisir ou manipuler des objets. D’ailleurs, la main humaine demeure un idéal inégalé en termes de polyvalence et d’habileté. De plus, c’est dans la quête d’en émuler la fonction que plusieurs ont cherché à en mimer le fonctionnement. Or, selon Tubiana *et al.* (1998), la main humaine possède 17 articulations, 19 os et utilise 19 muscles, ce qui en fait un mécanisme certes performant, mais très complexe.

Ce qui peut être une bonne solution pour un système biologique ne l’est pas nécessairement pour un mécanisme artificiel. Plutôt que d’utiliser un nombre important d’actionneurs (les muscles dans le cas de la main humaine) dont l’utilisation est coordonnée par un système de contrôle complexe (le sens du toucher, les nerfs et le cerveau dans le cas de l’Homme), les préhenseurs adaptatifs ont, comme leur nom l’indique, la capacité de s’adapter à leur environnement. Ainsi, en concevant un système mécanique intelligent capable de s’adapter de façon passive à un objet, il n’est plus nécessaire d’utiliser autant de capteurs et d’actionneurs qu’il y a de degrés de liberté (DDL).

### 1.1 Notions générales sur les préhenseurs

Les préhenseurs artificiels sont utilisés dans divers domaines où l’usage de la main humaine est impossible ou encore peu pratique. Au-delà des secteurs qui viennent naturellement à l’esprit, comme le milieu industriel et les applications en prothétique, d’autres domaines font l’objet de plusieurs travaux, notamment celui de la chirurgie robotisée (Kota *et al.*, 2005; Doria et Birglen, 2009) et celui du domaine spatial (Yoshida et Nakanishi, 2001). Les fonctions qu’un préhenseur peut accomplir peuvent être divisées en trois grandes catégories, soit la saisie d’objets, leur manipulation et la capacité de faire des gestes.

L’action de saisir un objet et d’en maintenir la prise est la principale fonction recherchée. Il

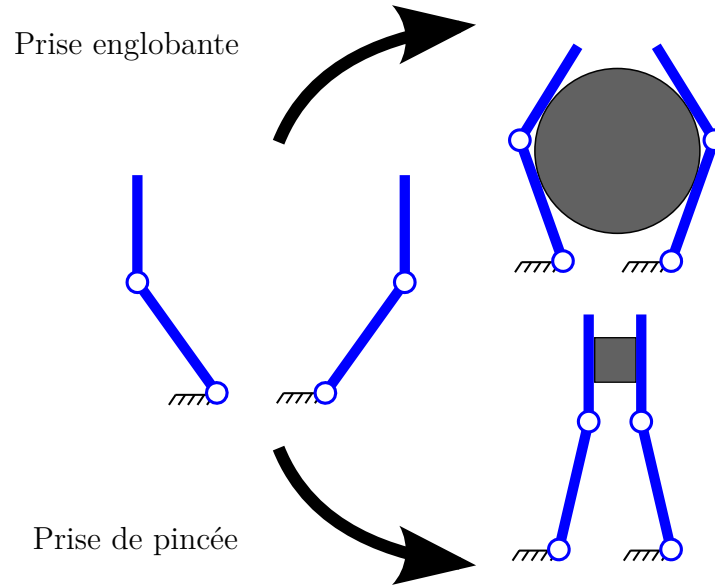


Figure 1.1 Prise englobante et prise de pincée

existe plusieurs façons de saisir un objet. Le travail de Cutkosky (1989) présente une taxonomie relativement complète des types de prises réalisables par une main. Cependant, en se limitant au cas planaire, on peut en identifier deux principales, soit la prise englobante et la prise de pincée. Ces dernières sont illustrées dans la figure 1.1. Dans le cas de la prise englobante, le nombre de contacts est maximal. Ceci a pour avantage d'obtenir potentiellement une prise plus rigide et une distribution plus uniforme des forces de contact. Ainsi, le risque d'abîmer des objets plus fragiles est diminué (Kragten et Herder, 2010; Birglen *et al.*, 2008; Krut, 2005). Quant à la prise de pincée, appelée aussi prise de précision, celle-ci permet de saisir des objets plus petits ou avec des côtés plats avec plus de précision (Birglen et Herbecq, 2009; Begoc *et al.*, 2007; Bartholet, 1992; Gosselin et Laliberté, 1996; Ciocarlie *et al.*, 2014; Birglen, 2011).

Manipuler un objet est l'action de changer sa position et/ou son orientation. Dans un contexte industriel, le préhenseur est généralement attaché à un robot manipulateur qui accomplira cette tâche. Toutefois, la capacité de manipuler un objet à l'intérieur de la prise peut être utile dans le cas d'une prothèse ou pour d'autres applications spécifiques. À titre d'exemple, la DLR Hand II de Butterfaß *et al.* (2001) et la Robonaut Hand de Diftler *et al.* (2004) sont capables de réorienter un objet lorsque celui-ci est saisi du bout des doigts en bougeant ces derniers les uns après les autres.

La capacité de faire des gestes n'est généralement recherchée que dans la conception de pro-

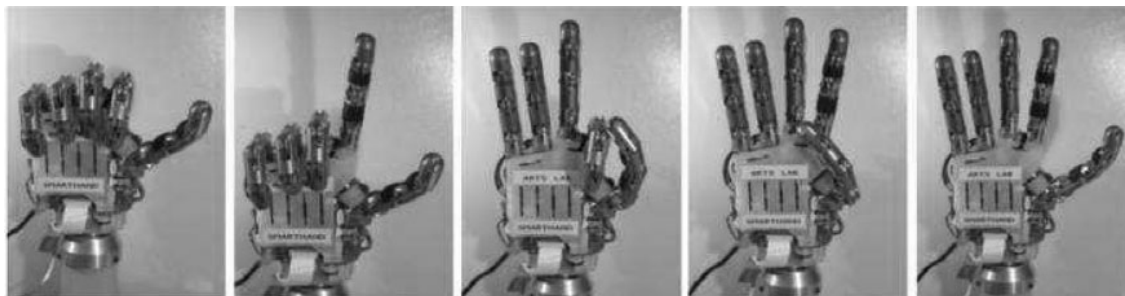


Figure 1.2 Capacité de la *SmartHand* à faire des gestes (c.-à-d. compter), tirée de Cipriani *et al.* (2010)

thèses robotisées. On peut la définir comme l’habileté à accomplir des mouvements libres distincts. À titre d’exemple, la *SmartHand* de Cipriani *et al.* (2010), une main robotisée destinée à une utilisation en prothétique capable de faire des gestes simples comme pointer du doigt ou compter sur les doigts, est présentée dans la figure 1.2. De façon plus générale, on appelle trajectoire de fermeture, ou *preshaping*, la trajectoire que suit un doigt avant d’entrer en contact avec un objet. Différentes trajectoires de fermeture peuvent être recherchées lors de la conception d’un doigt robotique. Par exemple, certains concepts cherchent simplement à mimer le comportement des doigts humains (Figliolini et Ceccarelli, 2002; Ceccarelli *et al.*, 2006). Dans d’autres cas, c’est plutôt le type de prise désirée qui dictera la trajectoire d’approche. Par exemple, pour réaliser une prise de pincée, une trajectoire selon laquelle la phalange distale reste perpendiculaire à la paume de la main est généralement préférée.

## 1.2 Sous-actionnement

L’expression sous-actionnement fait référence à l’utilisation d’un nombre inférieur d’actionneurs par rapport au nombre de DDL. Ce principe peut être appliqué à l’échelle d’un préhenseur, c’est-à-dire que plusieurs doigts sont entraînés par le même actionneur, et/ou à l’échelle d’un doigt, c’est-à-dire qu’un actionneur entraîne les phalanges d’un seul doigt. Il faut souligner ici que le fait de coupler certains DDL réduit leur nombre, ce qui n’est pas du sous-actionnement. En effet, la configuration d’un doigt dont les mouvements des phalanges sont couplés peut être décrite par un seul paramètre.

La configuration des doigts sous-actionnés n’est pas complètement décrite par la position du ou des actionneurs. S’ils sont conçus adéquatement, ces doigts ont la capacité de s’adapter de façon passive à l’objet saisi. C’est d’ailleurs pour cette raison qu’ils sont aussi appelés doigts adaptatifs. Pour contraindre la pose du doigt lorsqu’il n’est pas en contact avec un objet,

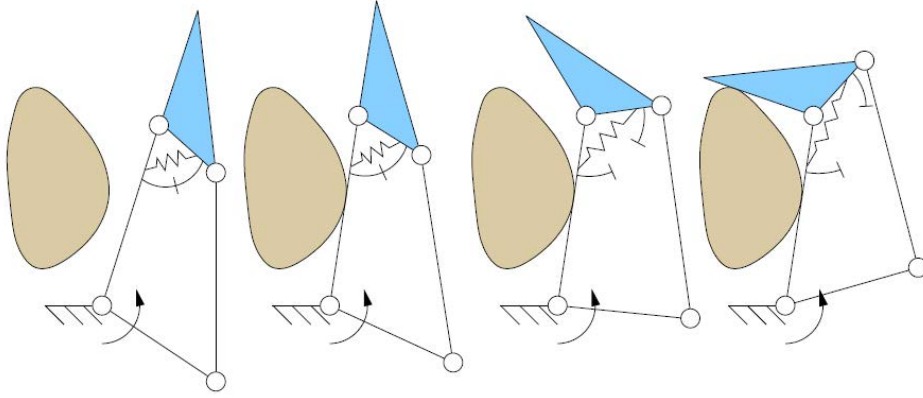


Figure 1.3 Fermeture d'un doigt à 2 DDL sur un objet, tirée de Birglen et Gosselin (2006)

des éléments passifs comme des ressorts et des butées sont généralement utilisés (Bartholet, 1992; Gosselin et Laliberté, 1996). Certains concepts s'appuient toutefois sur l'utilisation d'un tendon de retour, par exemple le *Soft Gripper* (Hirose et Umetani, 1978), ou sur la rigidité intrinsèque des mécanismes compliants (Doria et Birglen, 2009; Boudreaault et Gosselin, 2006; Belzile et Birglen, 2014; Lotti et Vassura, 2002; Ma *et al.*, 2013). Un exemple typique du fonctionnement d'un tel mécanisme appliqué à un doigt est présenté à la figure 1.3. On peut observer qu'il n'y a pas de mouvement relatif entre les deux phalanges avant le premier contact avec l'objet, celles-ci étant en butée. Une fois la phalange proximale en contact avec l'objet, le couple d'actionnement augmente tant et si bien que le couple appliqué sur la phalange distale surpasse celui du ressort qui la maintenait en butée. Cette dernière se referme donc sur l'objet jusqu'à ce qu'il y ait contact. Si le doigt est en équilibre statique, la prise est alors complétée. Il n'y a donc pas de contrôle sur la configuration finale du doigt. Il est d'ailleurs possible que le doigt n'arrive pas à atteindre l'équilibre statique à mesure que l'effort d'actionnement augmente et que la prise dégénère. Ce phénomène est discuté dans le prochain chapitre.

### 1.3 Problématique

Le sous-actionnement offre la possibilité de réduire au maximum le nombre d'actionneurs sans réduire le nombre de DDL. De plus, la capacité d'adaptation des doigts sous-actionnés permet d'en simplifier le contrôle jusqu'à une simple commande tout ou rien. Comme il est mentionné dans Birglen *et al.* (2008), si la seule tâche à accomplir est la saisie, celle-ci devrait être faite à l'aide d'un seul actionneur. La plupart des doigts adaptatifs sont conçus dans cette optique, que l'actionnement provienne d'un actionneur dédié ou d'un mécanisme partageant l'effort d'actionnement entre plusieurs doigts. De rares travaux portant sur l'utilisation de

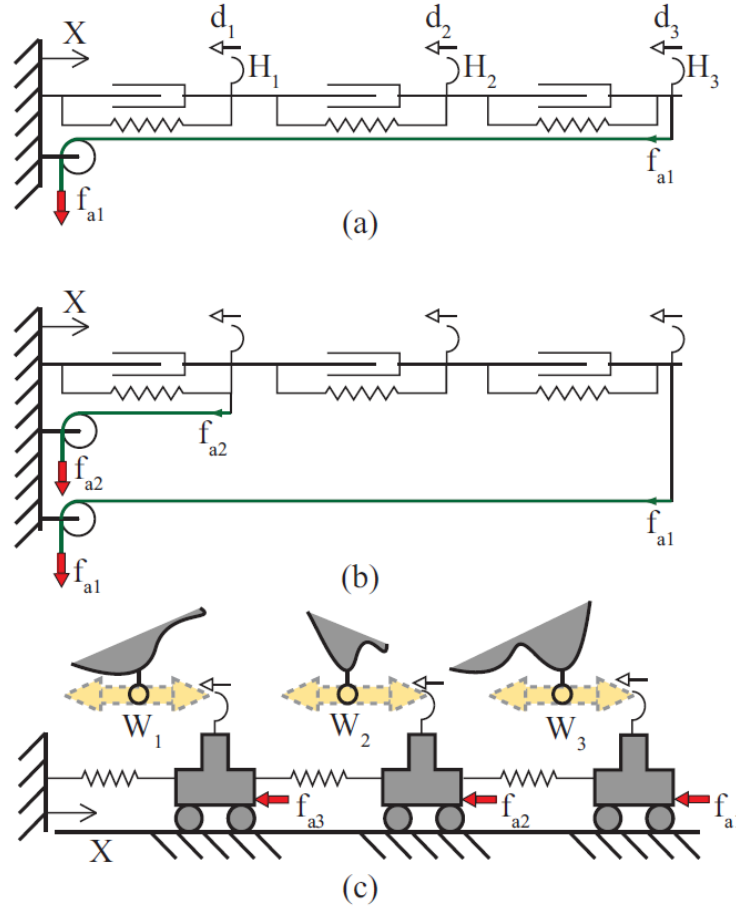


Figure 1.4 Système linéaire sous-actionné à trois DDL, tirée de Balasubramanian et Dollar (2011)

plusieurs actionneurs sur un même doigt adaptatif sont présentés dans la littérature. Dans Balasubramanian et Dollar (2011), l'effet du nombre de DDL et d'actionneurs sur la capacité d'adaptation d'un préhenseur représenté par une chaîne sérielle de masses suivant des translations linéaires est étudié. Ce préhenseur est illustré à la figure 1.4. Une des conclusions de cette étude est qu'en augmentant le nombre d'actionneurs, pour un même nombre de DDL, le nombre de contacts probables augmente aussi. Cependant, à ce jour, aucune étude de la sorte n'a été menée sur des doigts adaptatifs utilisant des articulations rotoïdes. Il n'y a pourtant pas de raison *a priori* que des observations similaires, c'est-à-dire une amélioration des performances du point de vue de la prise, ne puissent être faites pour ces mécanismes.

Avec l'utilisation d'un seul actionneur vient une limitation intrinsèque : il n'y a que très peu de contrôle sur le comportement du doigt une fois que celui-ci est conçu. En effet, en ne contrôlant qu'une seule valeur d'entrée, que le contrôle soit fait en position ou en force,

un seul comportement peut être commandé, soit la fermeture ou l'ouverture du doigt. Cependant, dans certaines applications, la capacité de commander différents comportements peut constituer un avantage ou être simplement nécessaire. Par exemple, pour effectuer différents mouvements ou adopter différentes trajectoires de fermeture, il est nécessaire d'avoir au minimum deux actionneurs.

## 1.4 Objectifs de recherche

Dans le but de développer de nouvelles méthodes pour améliorer les performances des doigts sous-actionnés, l'objectif du travail de recherche est de quantifier l'avantage d'utiliser plusieurs actionneurs sur un doigt sous-actionné. Plus précisément, deux cas sont étudiés, soit l'amélioration éventuelle des performances de la prise englobante et la capacité à obtenir différentes trajectoires de fermeture. Ces derniers sont traités séparément. Dans le premier cas, les objectifs spécifiques suivant sont identifiés :

1. Développer un modèle cinéto-statique général d'un doigt sous-actionné avec des nombres de phalanges et d'actionneurs variables.
2. Choisir ou définir des critères de performance.
3. Choisir des architectures pouvant accueillir plusieurs actionneurs et déterminer les combinaisons possibles.
4. Optimiser les architectures choisies, pour chacune des combinaisons d'actionnement sélectionnées, par rapport aux critères de performance déterminés précédemment.
5. Comparer les performances des différents concepts optimisés. Plus particulièrement, comparer les performances des concepts comportant plus d'un actionneur avec celles n'en comportant qu'un seul.

Dans le second cas, les objectifs suivants sont identifiés :

1. Choisir une architecture de doigt adaptatif pouvant accueillir deux actionneurs.
2. Développer le modèle cinéto-statique de l'architecture choisie.
3. Optimiser l'architecture choisie afin d'obtenir deux trajectoires de fermeture distinctes en fonction de l'actionneur utilisé.

Seuls des mécanismes à membrures rigides ne comportant que des articulations rotoïdes sont étudiés, incluant des mécanismes compliants pouvant être modélisés à l'aide de compliances localisées. En outre, seuls des actionneurs procurant un couple sont considérés, bien que les modèles mathématiques développés soient valides pour d'autres types d'architectures. Lorsque plusieurs couples sont combinés, les ratios entre ceux-ci demeurent constants pour

tout l'espace de travail. Il s'agit du cas le plus simple, permettant un contrôle du doigt adaptatif sans l'utilisation de capteurs, comme s'il s'agissait d'un concept typique avec un seul actionneur. Pour simplifier les analyses, le frottement aux points de contact et à l'intérieur du mécanisme est négligé. Cette hypothèse est raisonnable étant donné que le frottement aide à stabiliser la prise, cf. Birglen *et al.* (2008). On suppose que les mouvements sont suffisamment lents pour que les effets dynamiques soient négligeables. Ceci permet d'utiliser un modèle quasi-statique pour calculer la trajectoire de fermeture et déterminer la configuration finale de la prise, le cas échéant.

## CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Comme il a été mentionné plus tôt, les préhenseurs constituent un élément critique d'un système robotique. Il s'agit aussi d'un des éléments les plus difficiles à concevoir. L'utilisation typique d'un actionneur par DDL peut rapidement mener à un système complexe dont le contrôle peut devenir d'autant plus demandant, nécessitant notamment l'utilisation de plusieurs capteurs et d'algorithmes évolués. Les préhenseurs adaptatifs, plus simples, attirent quant à eux de plus en plus l'attention alors que le coût et le poids deviennent des enjeux incontournables. Le travail de Shimojima *et al.* (1987) est généralement reconnu comme un des premiers, avec Hirose et Umetani (1978), à étudier les doigts sous-actionnés d'un point de vue théorique. Une synthèse des mécanismes est faite en regard de la mobilité et une étude expérimentale des forces de contacts est menée à l'aide d'un prototype de main sous-actionnée possédant deux doigts adaptatifs de deux phalanges. Dans Hirose et Umetani (1978), un nouveau concept de préhenseur adaptatif utilisant deux doigts de onze phalanges est présenté, appelé le *Soft Gripper*. Celui-ci a été conçu suivant une méthode visant à obtenir une répartition isotrope des forces de contact. Il est présenté à la figure 2.1.

### 2.1 Concepts existants

Il existe plusieurs façons de transmettre l'effort d'actionnement, qu'il provienne d'un actionneur linéaire ou rotatif. L'exemple donné à la figure 1.3 est celui d'un doigt dont le couple d'actionnement est transmis aux phalanges par le biais de deux membrures rigides, celles-ci constituant le mécanisme de transmission. À la figure 2.2 est illustrée une main utilisant ce type de mécanisme. Cette architecture a l'avantage de pouvoir fournir des forces de contact importantes et une prise plus raide tout en minimisant le frottement dans les articulations. Plusieurs concepts utilisent ce type de mécanisme, notamment les mains de l'Université Laval, cf. (Gosselin et Laliberté, 1996; Laliberté et Gosselin, 2003), et la *BarretHand* de Townsend (2000).

L'actionnement peut aussi se faire à l'aide de tendons. Le faible poids de ceux-ci constitue certes un avantage, mais les forces de frottement à l'intérieur du mécanisme sont relativement importantes. De plus, un tendon ne travaillant qu'en tension, l'actionneur ne peut agir que sur la flexion du doigt, l'extension étant confiée à des ressorts ou à un second tendon maintenu sous tension. Un exemple de ce type d'architecture est présenté à la Figure 2.3. De plus, ce prototype dispose aussi d'une deuxième variable d'entrée, soit le rayon de la poulie à la base du mécanisme de transmission. Ceci permet de changer le point d'équilibre, voir Laliberté et



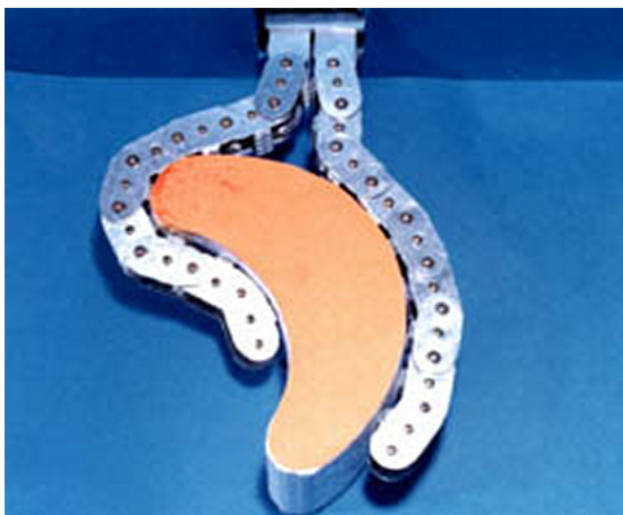


Figure 2.1 Le *Soft Gripper* de Hirose et Umetani (1978)

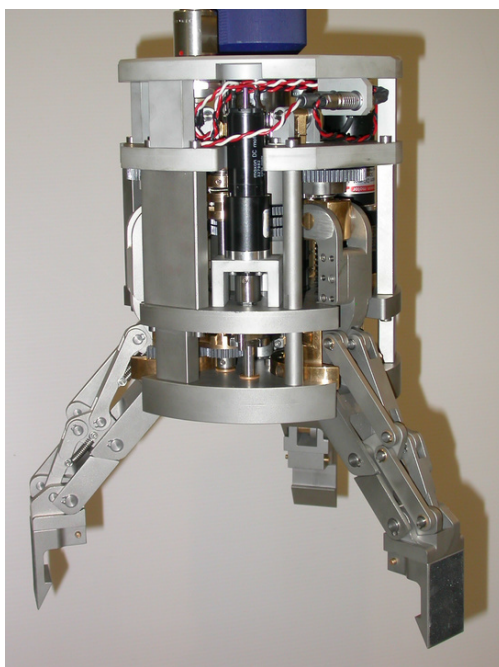


Figure 2.2 Exemple de doigts entraînés par un mécanisme de transmission à membrures rigides, tirée de Gosselin et Laliberté (2010)

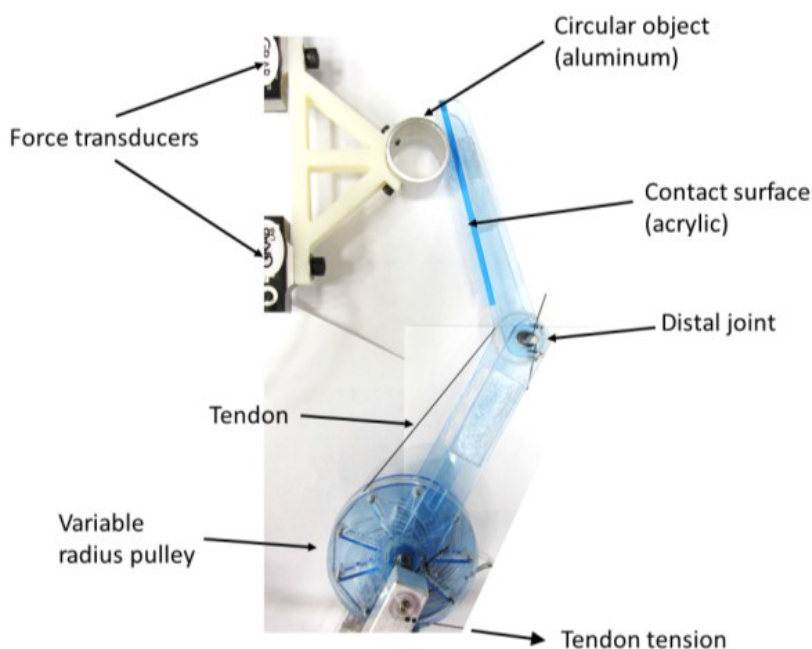


Figure 2.3 Exemple d'un doigt actionné par un tendon, tirée de Spanjer *et al.* (2012a)

Gosselin (1998), sur la phalange distale pour plus de robustesse. Il est d'ailleurs possible de passer d'une prise de précision à une prise englobante, cf. Spanjer *et al.* (2012b). Les doigts du *Soft Gripper* de Hirose et Umetani (1978) sont aussi actionnés par tendons, voir figure 2.1.

Dans tous les cas, pour un design encore plus simple et plus compact, les articulations rotoïdes peuvent aussi être remplacées par des liaisons compliantes (Lotti et Vassura, 2002; Doria et Birglen, 2009; Boudreault et Gosselin, 2006; Ma *et al.*, 2013). Leur utilisation permet aussi d'éliminer la nécessité d'utiliser des éléments passifs pour contraindre la configuration des doigts. La main modulaire et libre de licence présentée dans Ma *et al.* (2013) est un bon exemple de conception mettant à profit les avantages du sous-actionnement. La main comporte quatre doigts, un seul actionneur, dont l'effort est transmis par tendons, des articulations compliantes et aucun capteur. L'objectif de ce concept est d'offrir un préhenseur à faible coût. L'utilisation de liaisons compliantes permet aussi de fabriquer un mécanisme d'une seule pièce, comme le design présenté à la figure 2.4.

## 2.2 Analyse des doigts sous-actionnés

Étant donné l'absence de contrôle sur chacun des degrés de liberté d'un doigt sous-actionné, il n'y a que peu de contrôle sur le comportement de ce doigt une fois que la conception



Figure 2.4 Exemple de préhenseur adaptatif utilisant un mécanisme de transmission à membrures rigides et des liaisons compliantes, tirée de Doria et Birglen (2009)

est terminée. Ainsi, les caractéristiques de la prise, c'est-à-dire la configuration du doigt, l'emplacement des points de contact et les forces exercées, dépendent à la fois de l'objet en question et de la géométrie du mécanisme de transmission. Pour cette raison, il est important de procéder à la conception des doigts sous-actionnés avec méthodologie.

Puisque la principale tâche d'un préhenseur est de saisir un objet, le problème principal réside dans l'évaluation de la capacité d'un doigt à exercer des forces de contact, voir De Visser et Herder (2000). Pour les doigts sous-actionnés, cela n'est pas aussi simple que pour leurs contreparties complètement actionnées. Puisque la configuration du mécanisme de transmission change avec la configuration des phalanges, l'effet de l'actionneur sur celles-ci change aussi. En ce sens, on propose dans Birglen et Gosselin (2004b) une méthode analytique basée sur une analyse cinétostatique pour calculer les forces de contact d'un doigt sous-actionné pour une configuration de contact donnée (c.-à-d. les localisations des contacts sur les phalanges et la configuration du doigt). Une nouvelle matrice dite de transmission est présentée et utilisée, à l'instar d'une matrice jacobienne, pour calculer le couple résultant à la base de chacune des phalanges en fonction du couple ou de la force d'actionnement. Ce modèle se veut général et applicable à n'importe quelle architecture.

Il reste toutefois le problème de calculer la configuration finale du doigt. Pour compléter une prise stable sur un objet, il faut que le doigt soit en équilibre statique. En supposant l'objet fixe, et en définissant positive une force de contact correspondant à une phalange poussant sur l'objet, le doigt est en équilibre statique tant qu'aucune force de contact ne

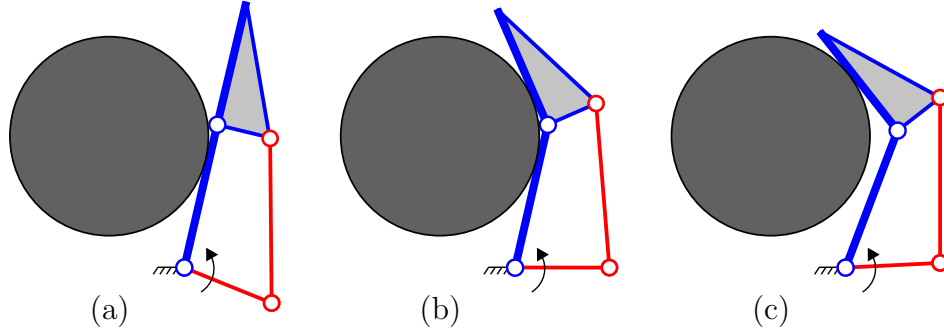


Figure 2.5 Exemple d'une reconfiguration, (a) premier contact sur la phalange proximale, (b) pose instable avec deux contacts (force de contact négative sur la phalange proximale), (c) pose stable avec un seul contact sur la phalange distale

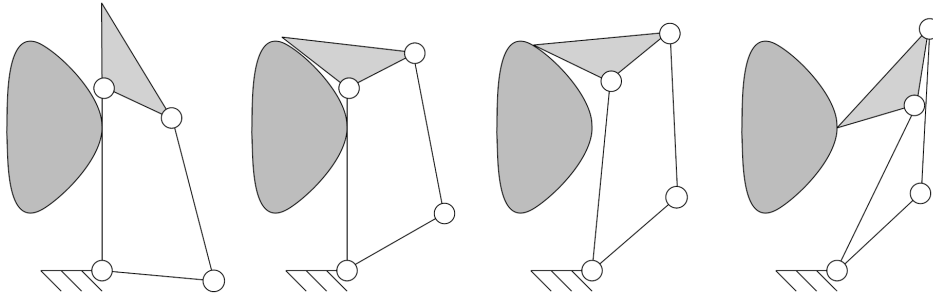


Figure 2.6 Exemple d'une séquence d'éjection, tirée de Birglen *et al.* (2008)

devient négative, voir Birglen et Gosselin (2004b). Si cela arrive, la configuration du doigt va alors changer, en commençant par la perte du contact à cet endroit. Cette évolution a d'abord été observée par Kaneko et Tanie (1990), dont le travail a entre autres porté sur le calcul de la localisation du point de contact à l'équilibre. Un exemple de reconfiguration est illustré à la figure 2.5. Il arrive toutefois que la prise n'atteigne pas de configuration stable et que les phalanges glissent sur l'objet jusqu'à ce que celui-ci soit éjecté. Ce phénomène d'éjection, pour la première fois mentionné dans Laliberté et Gosselin (1998), est illustré à la figure 2.6. L'éjection peut aussi se produire en hyperextension, voir figure 2.7.

Plusieurs travaux discutent de la reconfiguration des doigts sous-actionnés. Parmi ceux-ci, Birglen et Gosselin (2003) ont travaillé sur des doigts à deux DDL et ont établi comment ils se reconfigurent et les conditions assurant leur stabilité. Dans Birglen *et al.* (2008), l'analyse est poussée plus loin pour les doigts à trois phalanges, mais bien que plusieurs conditions influençant la stabilité aient été identifiées, aucune méthode analytique générale n'a été proposée pour déterminer si le doigt est stable ou pas. Une approche numérique est toutefois

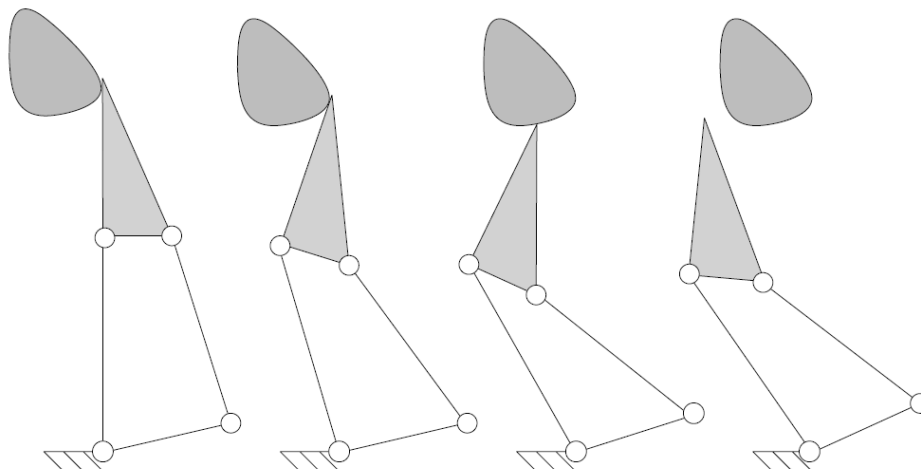


Figure 2.7 Exemple d'éjection en hyperextension, tirée de Birglen *et al.* (2008)

proposée dans Khakpour et Birglen (2013).

L'éjection est sans doute un aspect important à considérer lors de la conception d'un doigt sous-actionné. Elle est liée de façon intrinsèque à la stabilité. Si une prise est stable, il n'y aura pas d'évolution de la pose du doigt et donc pas d'éjection. Cependant, comme il a été mentionné plus tôt, une configuration qui n'est pas stable ne dégénère pas nécessairement et peut atteindre une position d'équilibre, même avec un ou plusieurs contacts en moins. D'ailleurs, considérant deux DDL, l'éjection peut être essentiellement évitée avec un mécanisme de transmission bien conçu et complètement éliminée si l'on utilise en plus des butées mécaniques appropriées, cf. Birglen et Gosselin (2004a). Cependant, il n'existe aucune règle de conception pour éliminer complètement l'éjection à partir de trois DDL, bien que certaines conditions affectant la stabilité soient discutées dans Birglen *et al.* (2008). On peut toutefois déterminer numériquement la proportion de l'espace de travail du doigt pour laquelle il n'y a aucune force négative lorsqu'on suppose des contacts au centre de chacune des phalanges. Une optimisation peut être menée pour maximiser cette proportion, minimisant ainsi celle de l'espace de travail qui est instable. Ce critère est beaucoup plus sévère que d'évaluer la proportion de l'espace de travail qui mènera à une configuration stable.

Comme il a été mentionné plus tôt, la phase de conception des doigts sous-actionnés est primordiale, puisqu'il n'y a pas beaucoup de contrôle sur le comportement du doigt par la suite. Plusieurs critères sont utilisés dans la littérature pour apprécier la performance des doigts adaptatifs et aider, par le fait même, à leur conception. L'article de Kragten et Herder (2010) présente un très bon sommaire à ce sujet. Les critères sont classés dans deux grandes

catégories, soit ceux qui évaluent un doigt sans considérer d'objet spécifique, et ceux qui considèrent des objets spécifiques.

Parmi les métriques ne considérant pas d'objet, on retrouve évidemment la trajectoire de fermeture qui a été discutée plus tôt à la section 1.1. Toutefois, on peut ajouter à cela l'espace de travail, défini comme la plage de mouvements couverte par les articulations. En ce qui a trait aux capacités en force, il y a quatre principaux critères. La stabilité, sous la forme d'un plan de stabilité de la prise, cf. Birglen *et al.* (2008), ou en tant que critère d'optimisation, cf. Begoc *et al.* (2007), est souvent utilisée. Il y a aussi la distribution des forces, généralement considérée dans le but d'obtenir une distribution isotrope des forces (Hirose et Umetani, 1978; Krut, 2005). L'amplitude des forces peut présenter un intérêt, que ce soit pour les maximiser ou les minimiser. Finalement, la direction de la force résultante de toutes les forces de contact peut donner une indication sur le potentiel d'un doigt à produire des prises rigides. En effet, la force doit être dirigée vers la paume et vers le doigt opposé pour résister à des forces extérieures, cf. Boudreault et Gosselin (2006).

Pour les critères prenant en compte des objets spécifiques, Kragten et Herder (2010) distingue trois sous-catégories, soient les critères basés sur les forces de contact, la capacité à saisir un objet et sur la capacité à maintenir un objet. Dans la première, on retrouve la distribution des forces de contact, encore à la recherche de l'isotropie (Hirose et Umetani, 1978; Gosselin *et al.*, 2008). Cependant, dans Kamikawa et Maeno (2008), l'objectif poursuivi est plutôt de réaliser une distribution des forces comparable à celle des doigts humains. La magnitude des forces est encore utilisée comme critère dans Gosselin *et al.* (2008), où elle est maximisée par rapport au couple d'actionnement. À l'opposé, dans Dollar et Howe (2005), les forces de contact sont minimisées pour éviter d'endommager des objets fragiles. Encore une fois, obtenir une force résultante poussant l'objet vers la paume et vers le doigt opposé a aussi été un objectif de conception utilisé avec des objets spécifiques (Birglen *et al.*, 2008; Laliberté et Gosselin, 1998; Gosselin *et al.*, 2008).

La capacité à saisir un objet peut prendre plusieurs définitions en fonction de ce que l'on entend par une prise réussie. On peut maximiser le nombre d'objets différents et de positions initiales par rapport au préhenseur pour lesquels ce dernier parviendra à compléter une prise. Parfois, c'est la variété d'objets et de positions (l'objet étant fixe) pour lesquels le doigt arrive à une configuration stable qui est maximisée, cf. Sie et Gosselin (2002). Des prototypes ont aussi été évalués en testant leur capacité à saisir des objets qui ne sont pas soutenus par leur environnement, par exemple dans Kamikawa et Maeno (2008).

Finalement, la capacité à maintenir un objet a été approchée de trois façons principalement. Dans Begoc *et al.* (2006), la façon de déterminer la fermeture de forme a été adaptée aux

doigts sous-actionnés. Ensuite, la capacité à résister à des forces extérieures a été expérimentalement évaluée, entre autres par Kamikawa et Maeno (2008). Finalement, la rigidité de la prise a été quantifiée dans Kragten et Herder (2010) par le travail nécessaire pour déplacer un objet à l'intérieur de la prise. Le travail nécessaire pour extirper un objet de la prise d'un préhenseur représente sa capacité à maintenir l'objet. Cette information peut aussi être présentée sous forme de courbes de niveaux donnant une représentation visuelle du comportement du préhenseur.

### 2.3 Travaux précédents sur l'actionnement multiple

Le concept de doigt sous-actionné étudié dans Demers et Gosselin (2009) est sans doute le seul exemple utilisant plus d'un actionneur agissant sur tous les DDL. Il s'agit d'un doigt actionné par tendons et poulies de façon similaire au *Soft Gripper*, sauf qu'un deuxième mécanisme de transmission est ajouté en parallèle avec le premier, agissant sur tous les DDL, mais avec des rayons de poulies différents. De cette façon, ils ont démontré qu'il est possible de concevoir les deux systèmes de poulies ainsi que de déterminer le ratio entre les deux couples d'actionnement pour pratiquement éliminer l'éjection. Il est clair que dans ce cas précis, il y a avantage à utiliser un deuxième actionneur.

Dans la quête d'une étude quantitative et générale de l'avantage de l'utilisation d'actionneurs supplémentaires sur un doigt adaptatif, Balasubramanian et Dollar (2011) étudient un préhenseur simplifié travaillant dans une dimension. L'architecture étudiée est présentée à la figure 1.4. L'objectif de cette étude est de déterminer l'effet qu'a l'augmentation du nombre de DDL lorsqu'un seul actionneur est utilisé et l'effet qu'a l'augmentation du nombre d'actionneurs pour un même nombre de DDL. Le critère de performance choisi est le nombre de contacts probables avec l'objet. Il a été démontré dans Balasubramanian *et al.* (2010) qu'un DDL qui n'est pas contraint, c'est-à-dire qui n'est pas en contact avec l'objet, permet au préhenseur de se reconfigurer lorsque soumis à une perturbation extérieure, ce qui affaiblit la prise. La conclusion de cette étude est que l'augmentation du nombre de DDL n'améliore pas la performance du préhenseur, alors que l'augmentation du nombre d'actionneurs améliore significativement le nombre de contacts probables avec l'objet.

### CHAPITRE 3 DÉMARCHE DE TRAVAIL

Avant de procéder à la simulation et à l'optimisation d'un doigt, il faut d'abord avoir un modèle mathématique de celui-ci. Puisque les doigts sous-actionnés utilisent pour la plupart un seul actionneur, il n'y a pas de modèle analytique général utilisant plus d'un actionneur. Toutefois, une analyse cinétostatique est présentée dans Birglen et Gosselin (2004b) pour un doigt à  $n$  phalanges et un seul actionneur. À partir de ce modèle, la première étape de ce travail consiste à développer un modèle cinétostatique appliqué à des doigts adaptatifs à  $m$  actionneurs. L'aspect général à  $n$  phalanges et  $m$  actionneurs est conservé afin de développer un modèle applicable dans les travaux futurs. Cependant, les doigts considérés dans les optimisations suivant cette analyse ont tous trois phalanges seulement.

Dans le cas de l'étude de la prise englobante, présentée au chapitre 4, deux architectures sont choisies parmi celles présentées dans Birglen (2009). La première architecture, appelée « classe S », est la plus simple. Elle est présentée à la figure 4.1. Les actionneurs sont disposés le long du mécanisme de transmission d'une manière similaire à un robot manipulateur sériel, d'où le nom qu'on donne à cette architecture, soit doigt à actionnement sériel. L'autre architecture choisie est une généralisation à  $n$  phalanges des doigts C612 et D1234 qui possèdent respectivement deux et trois phalanges. Cette architecture est présentée à la figure 4.2. Le mécanisme de transmission de cette architecture a la particularité d'avoir deux articulations attachées à la paume. Ce sont les deux endroits choisis pour les actionneurs. Étant donné que cette configuration rappelle celle d'un robot manipulateur parallèle, cette architecture sera appelée doigt à actionnement parallèle. Les deux doigts choisis sont relativement simples, mais l'emplacement des actionneurs est très différent.

Pour apprécier l'ajout d'actionneurs dans les mécanismes de transmission sur les performances de la prise englobante, il faut sélectionner ou créer des indices de performance permettant de quantifier l'effet de ces ajouts. Puisque la présence d'une variable supplémentaire, dans ce cas-ci un couple d'actionnement, donne plus de liberté pour améliorer les performances d'un concept non optimal, il est important que les mécanismes qui servent de référence, c'est-à-dire n'utilisant qu'un seul actionneur, soient eux-aussi optimaux en regard des indices de performance choisis. Dans cette optique, chacune des architectures, et ce, pour chacune des combinaisons d'actionneurs possibles que l'on appelle stratégies d'actionnement, doit être optimisée individuellement. Pour éliminer le plus possible de variables pouvant influencer les résultats, aucun élément passif n'est ajouté pour contraindre le mouvement du doigt. De plus, ces derniers ne génèrent habituellement que de faibles couples par rapport au(x) couple(s)



d'actionnement. Étant donné qu'il s'agit de systèmes fortement non-linéaires, un algorithme génétique est utilisé pour faire ces optimisations afin d'éviter des minimums locaux. Les paramètres de cet algorithme sont ajustés afin d'obtenir des résultats répétables. Notamment, la population est élevée avec 1200 individus, car l'utilisation de plus petites populations mène parfois à des résultats sous-optimaux (minimums locaux). Chaque solution est par la suite raffinée à l'aide d'une descente de gradient pour trouver le minimum local correspondant à la solution finale de l'algorithme génétique. Une fois toutes les architectures et stratégies d'actionnement optimisées, il est possible d'évaluer le gain obtenu par l'ajout d'actionneurs.

Dans le cas de l'analyse du contrôle du mouvement, présenté à l'annexe A, on cherche à démontrer que l'ajout d'un actionneur, c'est-à-dire l'utilisation de deux actionneurs, permet d'obtenir deux trajectoires de fermeture différentes. Pour ce faire, le doigt à actionnement parallèle est choisi. Pour être en mesure de calculer une trajectoire libre de contact avec un objet, les articulations rotoïdes entre les phalanges sont remplacées par des articulations compliantes. De cette façon, il est possible, en fonction du couple d'entrée, de calculer une position d'équilibre sans qu'il n'y ait de contact avec un objet (voir section 5.1.3 pour plus de détails à ce propos). Le mécanisme de transmission du doigt à actionnement parallèle ressemble beaucoup à une architecture de classe S à laquelle on aurait ajouté deux membrures et un second actionneur dans la paume. Les éléments en commun avec la classe S sont fixés pour obtenir une trajectoire enveloppante à partir du premier actionneur. Il ne reste alors qu'à prouver qu'il est possible d'optimiser le reste des paramètres du design pour obtenir une autre trajectoire lorsque le doigt est mû par le second actionneur. Dans ce but, la trajectoire choisie dans cet article est une prise de pincée.

## CHAPITRE 4 ARTICLE 1 : PERFORMANCE AUGMENTATION OF UNDERACTUATED FINGERS USING MULTIPLE DRIVE ACTUATION

Jean-Michel Boucher, Lionel Birglen

Cet article a été soumis pour publication le 23 septembre 2015 au *Journal of Mechanisms and Robotics*.

### 4.1 Abstract

*In this paper, a novel technique to improve the performance and versatility of underactuated fingers is presented. Underactuated, a.k.a. self-adaptive, fingers generally have only one actuator for a given number of output degrees of freedom. Therefore, once the finger is mechanically designed, there is little that can be done using control algorithms with this finger, whether it is during the closing motion or the grasp. In this work, the authors propose to use more than one actuator to drive underactuated fingers in order to improve the typical metrics used to measure their grasp performances (e.g., stiffness, stability, etc.) In order to quantify these improvements, two different scenarios are presented and discussed. The first one analyses the impact of adding actuators along the transmission linkage of a classical architecture, while the second focuses on a dual-drive actuation finger for which both actuators are located inside the palm. A general kinetostatic analysis is first carried out and adapted to cover the case of underactuated fingers using more than one actuator. Typical performance indices are subsequently presented and an optimization is performed to compare the best designs achievable as functions of the number of actuators.*

### 4.2 Introduction

In robotics, hands and grippers can arguably be one of the most challenging subsystems to design. Typical fully actuated fingers can become very complex mechanically and necessitate involving control algorithms. Alternative simpler designs such as underactuated fingers received more attention lately as cost or weight became inescapable issues. While fully actuated fingers have an equal number of actuators and degrees of freedom (DOF) Okada (1982), underactuated designs have fewer actuators than DOF, and therefore, their kinematic configurations are not fully constrained by these actuators Hirose et Umetani (1978); Laliberté et Gosselin (2003); Birglen *et al.* (2008). This particularity provides underactuated fingers with

the ability to become self-adaptive, i.e., to mechanically adapt to the object they are grasping. Since underactuated fingers have fewer actuators than their fully actuated counterparts, they generally work with simplistic control algorithms such as a basic on/off sequence. They also require less sensors, if any.

With underactuated fingers, a mechanical system is required to distribute the actuation torque to the output DOF Birglen (2009) and is referred to as the transmission mechanism. They are generally designed to be driven by a single actuator in this transmission mechanism. Therefore, once the finger is built, there is little one can do to change its behavior (motion, forces, etc.) The closing motion before contact for instance is fixed as a result of the chosen mechanical design, and similarly, the force ratios between the phalanges in contact with the object are constant for a specific grasp configuration Begoc *et al.* (2007); Bartholet (1992); Gosselin et Laliberté (1996); Ciocarlie *et al.* (2014); Birglen (2011). The closing motion typically preferred in the literature seems to be one for which the last phalanx remains perpendicular to the palm before a contact is made with the object. This allows for a pinch/precision grasp of objects with flat edges. However, once designed, the closing motion of these fingers always remains the same. Therefore, if different closing motions are required, an additional control input is also required Boucher et Birglen (2015). This need for more versatile behaviors led to the idea of using more than one actuator in an underactuated grasper as was first proposed in Balasubramanian et Dollar (2011), where a serial, linearly translating, underactuated sequence of sliding masses was studied. It was shown in this work that adding actuator(s) improved the contact configuration of the grasper. Based on this work, there is no reason in the authors' minds to think that the same type of improvement could not be extended to more typical geometries of underactuated fingers with phalanges connected by revolute joints. This paper aims at illustrating this.

To the best of the authors' knowledge, beside Balasubramanian et Dollar (2011), very few works have tackled the issue of using both several actuators and underactuation in a finger. One of these exceptions was the analysis of a tendon-driven finger with a second input used for varying the transmission ratio, presented in Spanjer *et al.* (2012b). Although this feature allows the finger to convert from a precision to a power grasp, the second input aimed at altering the equilibrium point Birglen *et al.* (2008) of the contact on the last phalanx rather than actually drive the motion of the finger or change its contact forces. Another exception, in Lotti et Vassura (2002), several actuation strategies were explored to drive a three-phalanx finger using two and three actuators with different tendon routing. Peculiarly enough, the best design selected for prototyping in the previous reference was, in the end, not underactuated. To the best of the authors' knowledge again, except in their own previously presented work Boucher et Birglen (2015) in which a novel design of dual-drive underactuated finger

for motion control was discussed, no linkage-driven underactuated finger using more than one actuator in the same transmission mechanism has ever been presented in the literature.

In this work, the authors address this issue by quantifying the augmentation, if any, of the grasping performance of linkage-driven underactuated fingers by adding actuators to the transmission mechanism. To this aim, two case studies are presented. In the first one, the authors propose a simple design of an underactuated finger using a variable number of actuators in its transmission linkage. The second example, based on the novel design presented in Boucher et Birglen (2015), combines two actuators located in the palm to optimize grasp performance. In both case studies, the geometry of the designs and the actuators' torque ratios are optimized for a set of performance parameters in order to evaluate the impact of providing additional torque inputs.

### 4.3 Kinetostatic Analysis

A general model of underactuated finger with  $n$ -phalanx and  $m$ -actuator, valid with both case studies, is presented here, based on Birglen et Gosselin (2004b). The first design is a generalization to  $n$ -phalanx of the S-Class underactuated finger Birglen (2009), but each one of the three joints of its transmission linkage ( $O_\alpha$ ,  $O_\beta$  and  $O_\gamma$ ) is considered a potential location for an actuator (possibly simultaneously.) This architecture is shown in Fig. 4.1. The notation  $O_i$  is used to identify (the center of) a joint. Joints  $O_i$ , for  $i = 1, 2, \dots, n$ , are the interphalanx joints. Torques  $T_i$  are applied to these joints, either through passive elements such as springs or as the effect of the actuators. The links associated with joints  $O_j$ , where  $j$  is a letter instead of a number, define the transmission mechanism. Joints  $O_1$  and  $O_\alpha$  are attached to the palm. Joints  $O_\alpha$ ,  $O_\beta$  and  $O_\gamma$  are the three possible actuator locations considered in this work, with  $T_\alpha$ ,  $T_\beta$  and  $T_\gamma$  their respective actuation torques. This finger is referred to as a serial-drive finger as an analogy with a serial manipulator where all links are connected with actuated joints. The second design, introduced in Boucher et Birglen (2015), is shown in Fig. 4.2 using the same notation as in Fig. 4.1. Joints  $O_1$ ,  $O_a$  and  $O_b$  are attached to the palm of the finger. The latter two joints host the two actuators of this architecture, while  $T_a$  and  $T_b$  are their respective actuation torques. The remaining joints  $O_c$ ,  $O_d$ ,  $O_e$ , and  $O_f$  are passive and neglecting friction, no torques are applied at these points. Since the two actuators are in the palm of the finger, this design is referred to as a parallel-drive finger again as an analogy with a parallel manipulator. In all figures, the phalanges are shown in blue while the transmission linkage is in red.

The contacts force  $f_i$  between each phalanx  $i$  and the object are assumed perpendicular to the associated phalanx and again, i.e. no friction considered. The variable  $k_i$  designates the

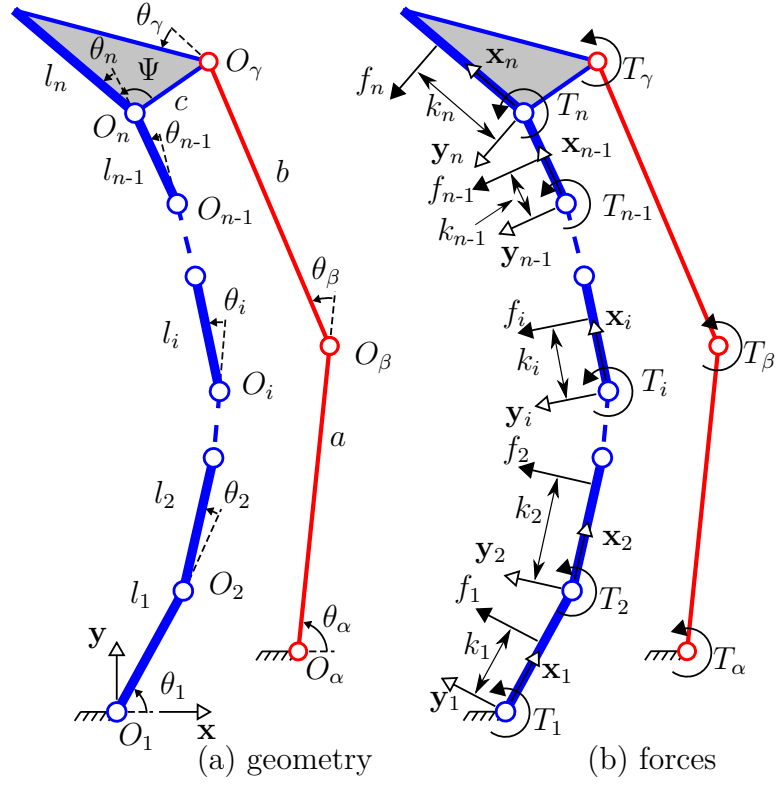


Figure 4.1 Serial-drive finger geometry (a) and forces (b)

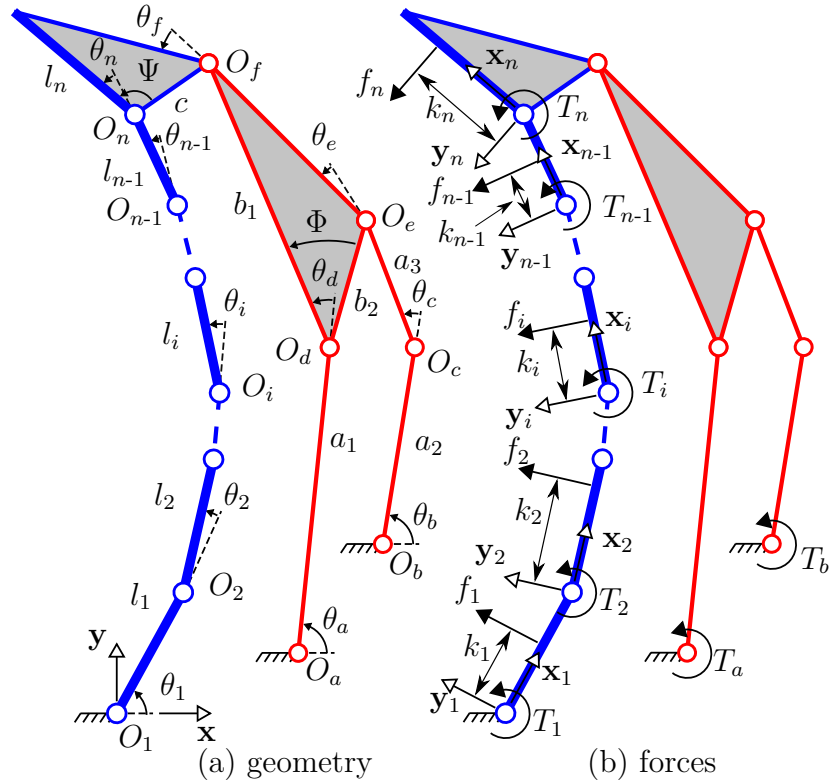


Figure 4.2 Parallel-drive finger geometry (a) and forces (b)

distance from  $O_i$  to the contact point on the  $i^{th}$  phalanx. Forces exerted on the object are positive when the phalanges are pushing on the latter. A negative contact force corresponds to a phalanx pulling on the object, which is impossible in practice. Physically, if this occurs, it means that the finger is in an unstable configuration and will reconfigure itself until it reaches a stable position or loses the object Birglen *et al.* (2008).

Similarly to Boucher et Birglen (2015), it is considered here that only the actuation torques are controlled (not their positions) and that they can be used either separately or in combination. The following equation then relates the input torques with the output contact forces Birglen *et al.* (2008):

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

where  $\mathbf{f}$  is the vector of the contact forces applied by the finger,  $\boldsymbol{\tau}$  is the vector of the sum of all torques created by both the actuation and the passive elements at the base of each phalanx, and  $\mathbf{t}$  is the vector of all joint torques. The Transmission matrix  $\mathbf{T}$ , as will be shown later, is different for each finger and depends on its geometrical configuration. Please note that the Transmission matrix defined here is the inverse of the matrix defined in Birglen et Gosselin (2004b). The Jacobian matrix  $\mathbf{J}$  is a function of the phalanx configurations and stays the same for any design, whether underactuated or not. This matrix relates the torques applied at the base of the phalanges to the exerted contact forces. Vectors  $\mathbf{t}$  and  $\mathbf{f}$  can be expressed as:

$$\mathbf{t} = \begin{bmatrix} \mathbf{t}_{act} \\ T_1 \\ T_2 \\ \vdots \\ T_n \end{bmatrix} \quad \text{and} \quad \mathbf{f} = \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ \vdots \\ f_n \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

where  $\mathbf{t}_{act}$  is the vector of all actuation torques applied to the transmission mechanism. With the two architectures considered in this paper, and using the exponent  $S$  for *serial-drive* and  $P$  for *parallel-drive*, one has:

$$\mathbf{t}_{act}^S = \begin{bmatrix} T_\alpha \\ T_\beta \\ T_\gamma \end{bmatrix} \quad \text{and} \quad \mathbf{t}_{act}^P = \begin{bmatrix} T_a \\ T_b \end{bmatrix}. \quad (4.3)$$

### 4.3.1 Jacobian Matrix

Since the Jacobian matrix is the same with all fingers, the reader is referred to Birglen et Gosselin (2004b) for its complete development. It can be expressed as:

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} k_1 & 0 & \cdots & 0 \\ \mathbf{r}_{12}^T \mathbf{x}_2 & k_2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{r}_{1n}^T \mathbf{x}_n & \mathbf{r}_{2n}^T \mathbf{x}_n & \cdots & k_n \end{bmatrix}, \quad (4.4)$$

where:

$$\mathbf{r}_{ij}^T \mathbf{x}_j = k_j + \sum_{q=i}^{j-1} l_q \cos \left( \sum_{m=q+1}^j \theta_m \right), \quad i < j. \quad (4.5)$$

Vector  $\mathbf{r}_{ij}$  is defined from  $O_i$  to the contact location on the  $j^{th}$  phalanx,  $\mathbf{x}_j$  is the unit vector from  $O_j$  along the  $j^{th}$  phalanx,  $k_j$  is the distance from  $O_j$  to the contact on the  $j^{th}$  phalanx,  $l_q$  is the length of the  $q^{th}$  phalanx, and  $\theta_m$  is the angle of the  $m^{th}$  phalanx relatively to the  $(m-1)^{th}$  phalanx, all parameters are shown in Figs. 4.1 and 4.2.

### 4.3.2 Transmission Matrix

The Transmission matrix relates the angular velocities at the joints hosting a torque generating element to the phalanx angular velocities, i.e:

$$\dot{\boldsymbol{\theta}}_t = \mathbf{T} \dot{\boldsymbol{\theta}}, \quad (4.6)$$

$$\begin{bmatrix} \dot{\boldsymbol{\theta}}_{act} \\ \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_T \\ 1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & 1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (4.7)$$

where  $\dot{\boldsymbol{\theta}}_t$  is the vector of the angular velocities of the joints where a torque is applied,  $\dot{\boldsymbol{\theta}}_{act}$  is the vector of the angular velocities of the joints where the actuators are located,  $\dot{\boldsymbol{\theta}}$  is the vector of the phalanx angular velocities and  $\mathbf{J}_T$  is a matrix depending on the transmission linkage of each finger. Since both fingers have  $n$ -DOF,  $n$  joint angles are required to completely define their configurations and all angular velocities can then be derived as functions of these angles.

In order to compute the Transmission matrix, planar screw theory will be used in this paper. Given a body  $i$  of angular velocity  $\omega_i$ , linear velocities along the  $\mathbf{x}$  and  $\mathbf{y}$  axes of magnitudes  $v_i^x$  and  $v_i^y$  respectively, while subjected to a torque  $\tau_i$  and forces  $f_i^x$  and  $f_i^y$  along the same axes, one can define the twist of this body  $\xi_i$  and the applied wrench  $\zeta_i$  as:

$$\xi_i = \begin{bmatrix} \omega_i \\ v_i^x \\ v_i^y \end{bmatrix} \quad \text{and} \quad \zeta_i = \begin{bmatrix} f_i^x \\ f_i^y \\ \tau_i \end{bmatrix}. \quad (4.8)$$

The reciprocal product of these screws is defined by:

$$\zeta_i \circ \xi_i = \tau_i \omega_i + f_i^x v_i^x + f_i^y v_i^y. \quad (4.9)$$

A shorthand notation  $\zeta_i \circ$  allows to replace this reciprocal product by a dot product, namely:

$$\zeta_i \circ \equiv \begin{bmatrix} \tau_i & f_i^x & f_i^y \end{bmatrix}. \quad (4.10)$$

A zero pitch twist normal to the  $\mathbf{xy}$  plane, modeling a revolute joint at point  $O_i$ , can be written as:

$$\xi_{0i} = \begin{bmatrix} 1 \\ -p_y \\ p_x \end{bmatrix}, \quad (4.11)$$

where  $\mathbf{p} = [p_x \ p_y]^T$  is the vector from  $O_i$  to the origin of the reference frame. Note that all the joints of the mechanisms considered in this work are revolute. Similarly, a zero pitch wrench  $\zeta_{0i}$  representing a linear force in the  $\mathbf{xy}$  plane can be expressed as:

$$\zeta_{0i} = \begin{bmatrix} s_x \\ s_y \\ s_x p_y - s_y p_x \end{bmatrix}, \quad (4.12)$$

where  $\mathbf{s} = [s_x \ s_y]^T$  is the unit vector defining the line of action of this force and  $\mathbf{p} = [p_x \ p_y]^T$  has the same definition as before.



### 4.3.3 Serial-Drive Finger Transmission Matrix

The twist of the distal phalanx of the serial-drive finger can be expressed as:

$$\xi_n = \dot{\theta}_\alpha \xi_{0\alpha} + \dot{\theta}_\beta \xi_{0\beta} + \dot{\theta}_\gamma \xi_{0\gamma} = \dot{\theta}_1 \xi_{01} + \dots + \dot{\theta}_n \xi_{0n}. \quad (4.13)$$

Since every joint of the transmission linkage potentially hosts a torque generating element, there is no need to find reciprocal wrenches to eliminate passive joint twists and the analysis remains simple. The above equation can be conveniently rewritten in a matrix form:

$$\begin{bmatrix} \xi_{0\alpha} & \xi_{0\beta} & \xi_{0\gamma} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_\alpha \\ \dot{\theta}_\beta \\ \dot{\theta}_\gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \xi_{01} & \xi_{02} & \dots & \xi_{0n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

$$\Rightarrow \mathbf{B}_S \begin{bmatrix} \dot{\theta}_\alpha \\ \dot{\theta}_\beta \\ \dot{\theta}_\gamma \end{bmatrix} = \mathbf{A}_S \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}. \quad (4.15)$$

To compute the transmission matrix, one can then rearrange Eqn. (4.15) into:

$$\begin{bmatrix} \dot{\theta}_\alpha \\ \dot{\theta}_\beta \\ \dot{\theta}_\gamma \end{bmatrix} = \mathbf{B}_S^{-1} \mathbf{A}_S \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} = \mathbf{J}_S \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (4.16)$$

which yields:

$$\mathbf{T}_S = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_S \\ \mathbf{1} \end{bmatrix}, \quad (4.17)$$

where  $\mathbf{1}$  is the identity matrix of dimension  $n$ .

Note that if matrix  $\mathbf{B}_S$  loses rank, the transmission mechanism will be in a singular configuration and will not be able to transmit forces to certain phalanges. This occurs when twists  $\xi_{0\alpha}$ ,  $\xi_{0\beta}$  and  $\xi_{0\gamma}$  are not linearly independent, namely, when points  $O_\alpha$ ,  $O_\beta$  and  $O_\gamma$  are aligned. This is obviously a situation that must be avoided by proper design.

#### 4.3.4 Parallel-Drive Finger Transmission Matrix

The detailed kinetostatic analysis of the parallel-drive finger can be found in Boucher et Birglen (2015). The main results will be briefly recalled here. Defining the following zero pitch wrenches:

$$\zeta_{01}^{a_1} : \text{passing through } O_f \text{ and } O_d, \quad (4.18a)$$

$$\zeta_{02}^{a_1} : \text{passing through } O_a \text{ with } \mathbf{s} = [1 \ 0]^T, \quad (4.18b)$$

$$\zeta_{03}^{a_1} : \text{passing through } O_a \text{ with } \mathbf{s} = [0 \ 1]^T, \quad (4.18c)$$

it can be shown that the twist of the link  $a_1$  (cf. Fig. 4.2) can be expressed as:

$$\xi_{a_1} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_a \\ v_a^x \\ v_a^y \end{bmatrix} = \mathbf{B}_a^{-1} \mathbf{A}_a \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_a^{1T} \\ \mathbf{j}_a^{2T} \\ \mathbf{j}_a^{3T} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (4.19)$$

$$\text{with } \mathbf{B}_a = \begin{bmatrix} \zeta_{01}^{a_1 \circ} \\ \zeta_{02}^{a_1 \circ} \\ \zeta_{03}^{a_1 \circ} \end{bmatrix} \text{ and } \mathbf{A}_a = \begin{bmatrix} \zeta_{01}^{a_1 \circ} \xi_{01} & \cdots & \zeta_{01}^{a_1 \circ} \xi_{0n} \\ 0 & \cdots & 0 \\ 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix}. \quad (4.20)$$

Similarly, defining the following six zero pitch wrenches:

$$\zeta_{01}^{Te} : \text{passing through } O_f \text{ with } \mathbf{s} = [1 \ 0]^T, \quad (4.21a)$$

$$\zeta_{02}^{Te} : \text{passing through } O_f \text{ with } \mathbf{s} = [0 \ 1]^T, \quad (4.21b)$$

$$\zeta_{03}^{Te} : \text{passing through } O_a \text{ and } O_d, \quad (4.21c)$$

$$\zeta_{01}^{a_2} : \text{passing through } O_e \text{ and } O_c, \quad (4.21d)$$

$$\zeta_{02}^{a_2} : \text{passing through } O_b \text{ with } \mathbf{s} = [1 \ 0]^T, \quad (4.21e)$$

$$\zeta_{03}^{a_2} : \text{passing through } O_b \text{ with } \mathbf{s} = [0 \ 1]^T, \quad (4.21f)$$

and the following matrices:

$$\mathbf{B}_{Te} \equiv \begin{bmatrix} \zeta_{01}^{Te \circ} \\ \zeta_{02}^{Te \circ} \\ \zeta_{03}^{Te \circ} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{A}_{Te} \equiv \begin{bmatrix} \zeta_{01}^{Te \circ} \xi_{01} & \cdots & \zeta_{01}^{Te \circ} \xi_{0n} \\ \zeta_{02}^{Te \circ} \xi_{01} & \cdots & \zeta_{02}^{Te \circ} \xi_{0n} \\ 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix}, \quad (4.22a)$$

$$\mathbf{B}_b \equiv \begin{bmatrix} \zeta_{01}^{a_2 \circ} \\ \zeta_{02}^{a_2 \circ} \\ \zeta_{03}^{a_2 \circ} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{A}_b \equiv \begin{bmatrix} \zeta_{01}^{a_2 \circ} \mathbf{B}_{Te}^{-1} \mathbf{A}_{Te} \\ 0 & \cdots & 0 \\ 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix}, \quad (4.22b)$$

the twist of link  $a_2$  can then be expressed as:

$$\boldsymbol{\xi}_{a_2} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_b \\ v_b^x \\ v_b^y \end{bmatrix} = \mathbf{B}_b^{-1} \mathbf{A}_b \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_b^{1T} \\ \mathbf{j}_b^{2T} \\ \mathbf{j}_b^{3T} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}. \quad (4.23)$$

From Eqn. (4.19) and (4.23), one obtains the relationship between  $\begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 & \dots & \dot{\theta}_n \end{bmatrix}^T$  and  $\begin{bmatrix} \dot{\theta}_a & \dot{\theta}_b \end{bmatrix}^T$ . Therefore, the Transmission matrix can be expressed as:

$$\mathbf{T}_P = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_T \\ \mathbf{1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_a^{1T} \\ \mathbf{j}_b^{1T} \\ \mathbf{1} \end{bmatrix}. \quad (4.24)$$

#### 4.4 Performance indices

In this section, a number of typical performance indices found in the literature are presented. These indices are quite general and most can be used to evaluate both underactuated and fully actuated fingers. Several of these performance metrics were listed in Kragten et Herder (2010), amongst which: the positiveness of the forces (i.e., the stability of the grasp), the distribution, magnitudes and directions of the contact forces, and the grasp stiffness. Additionally, the metric used in Balasubramanian et Dollar (2011) to evaluate the grasp performance, namely the average number of contact expected for the grasp of a generic object, is used here through the computation of the force isotropy criterion.

##### 4.4.1 Isotropic Force Repartition

For improved grasp performance, uniform pressure applied onto the seized object, a.k.a. isotropic force repartition, is often desired to avoid damaging this object Kragten et Herder (2010); Birglen *et al.* (2008); Krut (2005). A simple way to quantify the closeness to this particular property for a given configuration is to compute the ratio of the difference between the largest and the smallest contact forces over the mean value of all these contact forces. Ideally, this would be zero. This ratio has a maximum value of  $n$  and therefore, it can be easily normalized. In order to avoid unstable grasps with one or more negative contact forces Kragten et Herder (2010); Birglen *et al.* (2008), the (maximal) value of 1 for this index is

given to any unstable configuration. An appropriate index is therefore:

$$p_{iso} = \frac{\int_W f_{iso} d\boldsymbol{\theta}}{\int_W d\boldsymbol{\theta}}, \quad (4.25)$$

$$\text{with } f_{iso} = \begin{cases} \frac{\max(f_1, \dots, f_n) - \min(f_1, \dots, f_n)}{\sum_{i=1}^n f_i} & \text{if } \prod_{i=1}^n H(f_i) = 1, \\ 1 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (4.26)$$

where  $W$  is the workspace of the finger and  $H$  is the Heaviside function.

#### 4.4.2 Grasp Stiffness

The grasp stiffness is defined as the ability of a hand to resist external disturbances when grasping an object. In Kragten et Herder (2010), this property was evaluated by computing the forces generated by the phalanges of two opposing fingers on an object when the latter was moved from a stable configuration. It was also shown in Kragten et Herder (2010) that this property can be measured by the virtual work required to move the grasped object: the greater the work, the stiffer the grasp. However, the work required to produce a finite displacement is a function of the direction of that displacement. To optimize the overall stiffness of the grasp, it is proposed here to compute the minimal amount of work required to move an object, considering all possible directions, for a defined finite displacement magnitude. It should be noticed that to evaluate the grasp stiffness following this approach, a pair of fingers have to be considered.

While greater stiffness is typically important, being able to grasp a variety of objects with similar performance is also a desired characteristic. Therefore, a criterion is proposed here to measure the grasp stiffness taking into account not only a single object but a set and evaluate the difference in stiffness between these objects with the mean value of the stiffness for the whole set, namely:

$$p_{stiff} = \frac{\max(\Delta W_i) - \min(\Delta W_i)}{\overline{\Delta W_i}} \quad (4.27)$$

where  $\Delta W_i$  is the minimal work required to move the seized object  $i$  with  $i = 1, 2, \dots, n_{obj}$ , where  $n_{obj}$  is the total number of objects in the set. In this paper, cylindrical objects of various radii are used but the approach is valid with any shape. To compute the work required to move the object, a constant finite displacement is used. Assuming constant actuator torque(s), by using the virtual work principle, one can compute the energy required

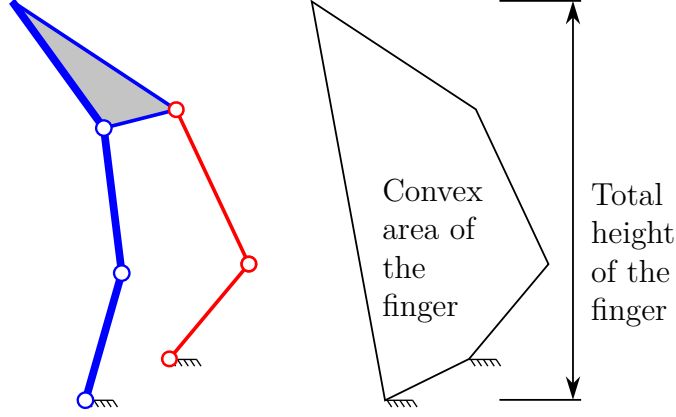


Figure 4.3 Illustration of the convex area and total height of a finger

to move an object from point  $A$  to point  $B$  Kragten et Herder (2010) as:

$$\Delta W_{A,B} = -\Delta \theta_t^T \mathbf{t}, \quad (4.28)$$

$$\text{with } \Delta \theta_t = \theta_t^B - \theta_t^A, \quad (4.29)$$

where  $\theta_t^A$  is the vector of the joint angles associated with the locations where a torque generating element exists, cf. Eqn. (4.6), for the first point  $A$  and  $\theta_t^B$  is the same vector for the second point  $B$ .

#### 4.4.3 Compactness

A measure of compactness introduced in Larouche et Birglen (2013) is also used in this work. Indeed, if compactness is neglected, it has been observed that the optimization of some underactuated fingers can lead to particularly bulky designs. The compactness of a finger is estimated here by the ratio of its equivalent width,  $l'$ , over the sum of the lengths of its phalanges. To obtain a meaningful value for  $l'$ , the area of the convex polygon enclosing the finger is divided by the total height of this polygon, as illustrated in Fig. 4.3. This ratio is then computed over the whole workspace and averaged, i.e.:

$$p_{comp} = \frac{\int_W l' d\theta_1 d\theta_2 \dots d\theta_n}{\sum_{i=1}^n l_i \int_W d\theta_1 d\theta_2 \dots d\theta_n}. \quad (4.30)$$

## 4.5 Case Studies

Now that the kinetostatics of the fingers under scrutiny as well as appropriate performance indices have been presented, both case studies are analyzed to discuss the (dis)advantages of multiple drive actuation in underactuated fingers. It should be emphasized again that the fingers are assumed to be driven solely by torque inputs from the actuators, i.e., no position control is performed or necessary. Moreover, once the ratios between the actuation torques are determined, they are assumed to be kept constant in all the workspace of the fingers in order to keep the control burden minimal. Of course, this does not take full advantage of adding actuators, but it keeps the control strategy as simple as possible.

To study the grasp performance of the fingers, the torques from passive elements are neglected ( $T_i = 0$  with  $i = 1, 2, 3$ ) as they are generally small by design since they oppose the actuator. Mechanical limits are assumed to keep the two last phalanx angles, namely  $\theta_2$  and  $\theta_3$ , between 0 and  $\pi/2$  and the proximal phalanx angle  $\theta_1$  is assumed to stay between  $\pi/4$  and  $2\pi/3$ , thereby defining the workspace of the fingers.

The objective of the following optimization is to produce designs which minimize the difference in grasp stiffness for different objects, have isotropic force repartition and with good compactness. Since  $p_{stiff}$  was discovered after first trials to be the most sensitive criterion to the geometrical parameters, it is proposed to use the squares of  $p_{iso}$  and  $p_{comp}$  in the objective function combining all the criteria as follows:

$$p = M^T \begin{bmatrix} p_{iso}^2 & p_{stiff} & p_{comp}^2 \end{bmatrix}^T \quad (4.31)$$

where  $M = \begin{bmatrix} w_{iso} & w_{stiff} & w_{comp} \end{bmatrix}^T$  is a vector of weighting coefficients, which is tuned to obtain a balance between the three performance indices.

For the sake of simplicity, phalanx lengths are imposed during the optimization as well as the values of  $c$ ,  $\Psi$  and  $d$  (c.f. Figs. 4.1, 4.2, 4.4 and 4.7.) Since all performance indices are normalized with respect to the magnitude of the actuation torques, one of these torques is arbitrary set to one while the others, if any, are defined as a ratio with the former. To evaluate the grasp stiffness, three circular objects with different radii  $r$  are considered. The optimizations are performed using a genetic algorithm with 1200 individuals until the average change in the fitness value is less than  $10^{-6}$ .

Table 4.1 Case study 1: Actuation Strategies

Actuation Strategy	$T_\alpha$	$T_\beta$	$T_\gamma$
AS#1-1	1	0	0
AS#1-2	1	$\rho_\beta T_\alpha$	0
AS#1-3	1	0	$\rho_\gamma T_\alpha$
AS#1-4	1	$\rho_\beta T_\alpha$	$\rho_\gamma T_\alpha$

Table 4.2 Case study 1: Optimization parameters, design variables and constants

Variable	Range	Constant	Value
$a$	$[0.2, 2.5]$	$l_{1,2,3}$	1
$b$	$[0.2, 2.5]$	$\Psi$	$\pi/2$
$\rho_\beta$	$[-2, 2]$	$r$	1, 1.25, 1.5
$\rho_\gamma$	$[-2, 2]$	$c$	0.25
$\theta_{O_\alpha}$	$[-\pi, \pi/6]$	$d$	1.5
$\Delta O_\alpha$	$[0, 2]$	$w_{iso}$	1
		$w_{stiff}$	0.2
		$w_{comp}$	0.2

#### 4.5.1 Case Study 1: 3-DOF Serial-Drive Finger Grasp Performance Optimization

The first case study focuses on the three-DOF serial-drive finger. Because there are three possible torque input locations, seven different combinations are possible. This list is reduced to four (c.f. Tab. 4.1) by imposing the existence of a torque at joint  $O_\alpha$ . The reason for this choice is that  $O_\alpha$  is usually the preferred location for the actuator of an underactuated finger and the main objective of this work remains to quantify the gain of providing supplementary actuation locations, not eliminating its initial placement.

One might object that using three actuators in a three-DOF finger actually transforms this finger into a fully actuated one. While technically true, keeping actuators as simple constant torque producing elements, the finger keeps its shape-adaptive capability. Moreover, assuming the torque ratios between the actuators constant, a differential mechanism could also be used to distribute the torque produced by a single actuator. In the end, the design variables for this first optimization are listed in Fig. 4.4 and the optimization parameters are in Tab. 4.2 with their respective ranges.

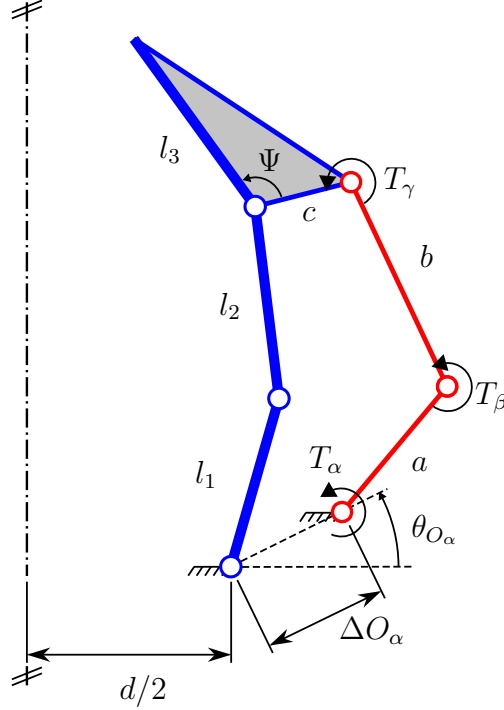


Figure 4.4 Three-DOF serial-drive finger

The optimization results for the four actuation strategies are presented in Tab. 4.3, the corresponding designs are illustrated in Fig. 4.5 in their fully opened configurations, AS#1-1 and AS#1-4 are shown grasping an object in Fig. 4.6. The first thing one can notice is that the final designs all have very similar geometries. To maximize compactness, they tend to possess a small transmission linkage for which the base joint  $O_\alpha$  is close to point  $O_1$ . Regarding performance, namely indices  $p_{iso}$ ,  $p_{stiff}$ , and  $p_{comp}$ , adding one actuator gives a small beneficial effect on every performance parameter. However, AS#1-3 sees a more significant improvement regarding grasp stiffness. However, the best increase in performance from the initial configuration, i.e. AS#1-1, is obtained using a maximal number of supplementary actuators, i.e. AS#1-4.

It can be noticed from the results that the magnitudes of the added torques  $T_\beta$  and  $T_\gamma$  is rather small, under 10% of  $T_\alpha$  in all cases. Nevertheless, these small torques can greatly enhance the stiffness of the grasp if they are applied on locations undergoing a relatively large rotation for a small movement of the object. In other words, even though these torques are small, they will still do a significant amount of work compared to the larger torque  $T_\alpha$  applied at joint  $O_\alpha$  which rotates far less than joints  $O_\beta$  and  $O_\gamma$ .



Table 4.3 Case study 1: Results summary

Parameters	AS#1-1	AS#1-2	AS#1-3	AS#1-4
$a$	2.02	1.90	1.95	1.87
$b$	0.43	0.48	0.44	0.38
$\theta_{O_\alpha}$	-1.07	-1.29	-3.14	-2.28
$\Delta_{O_\alpha}$	0.15	0.13	0.05	0.00
$\rho_\beta$	-	0.075	-	0.096
$\rho_\gamma$	-	-	0.028	0.055
$p$	0.451	0.413	0.397	0.288
$p_{iso}$	0.502	0.475	0.486	0.435
$p_{stiff}$	0.886	0.835	0.685	0.394
$p_{comp}$	0.337	0.322	0.340	0.315

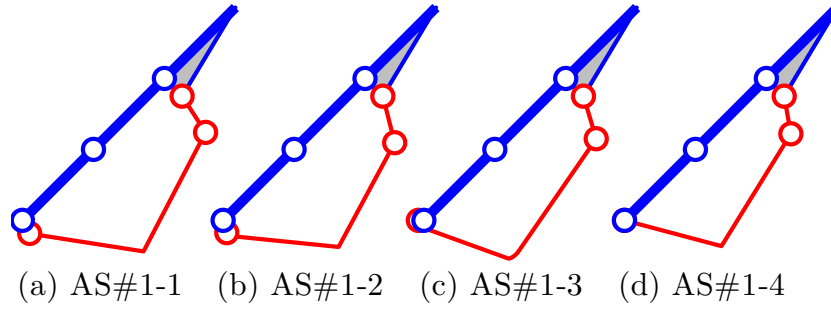


Figure 4.5 Case study 1: Optimized geometries for each actuation strategy

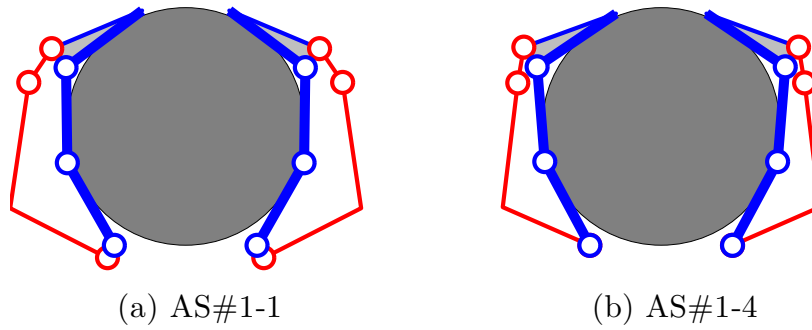
Figure 4.6 Case study 1: Grasp of a circular object of radius  $r = 1.25$

Table 4.4 Case study 2: Actuation Strategies

Actuation Strategy	$T_a$	$T_b$
AS#2-1	0	1
AS#2-2	$\rho_a T_b$	1
AS#1-1	1	0

Table 4.5 Case study 2: Optimization parameters, design variables and constants

Variable	Range	Constant	Value
$a_1$	$[0.2, 2.5]$	$l_{1,2,3}$	1
$a_2$	$[0.2, 2.5]$	$\Psi$	$\pi/2$
$a_3$	$[0.2, 2.5]$	$r$	1, 1.25, 1.5
$b_1$	$[0.2, 2.5]$	$c$	0.25
$b_2$	$[0.2, 2.5]$	$c$	0.25
$\rho_a$	$[-2, 2]$	$d$	1.5
$\theta_{O_a}$	$[-\pi, \pi/6]$	$w_{iso}$	1
$\Delta O_a$	$[0, 2]$	$w_{stiff}$	0.2
$\theta_{O_a}$	$[-\pi, \pi/6]$	$w_{comp}$	0.2
$\Delta O_b$	$[0, 2]$		
$\Phi$	$[-\pi, \pi]$		

#### 4.5.2 Case Study 2: 3-DOF Parallel-Drive Finger Grasp Performance Optimization

The second case study deals with the three-DOF parallel-drive finger. Because there are two possible torque input locations, three different combinations are possible. However, driving the finger with only the actuation torque  $T_a$  causes links  $a_2$  and  $a_3$  to be completely unnecessary. Indeed, they form a serial chain of three passive revolute joints that does not constrain any movement in the plane. Without these links, the finger is exactly the same as a serial-drive finger driven only by torque  $T_a$ . Therefore, since the same optimization parameters are considered, the optimized design AS#1-1 will be used for comparison with the results from AS#2-1 and AS#2-2 (c.f. Tab. 4.4). All the design variables are shown in Fig. 4.7. Their respective ranges and the optimization parameters are listed in Tab. 4.5.

The results for the three actuation strategies are presented in Tab. 4.6, the corresponding designs are illustrated in Fig. 4.8 in their fully opened configurations with AS#2-2 also shown grasping two different objects in Fig. 4.9. As can be seen, parallel-drive designs are

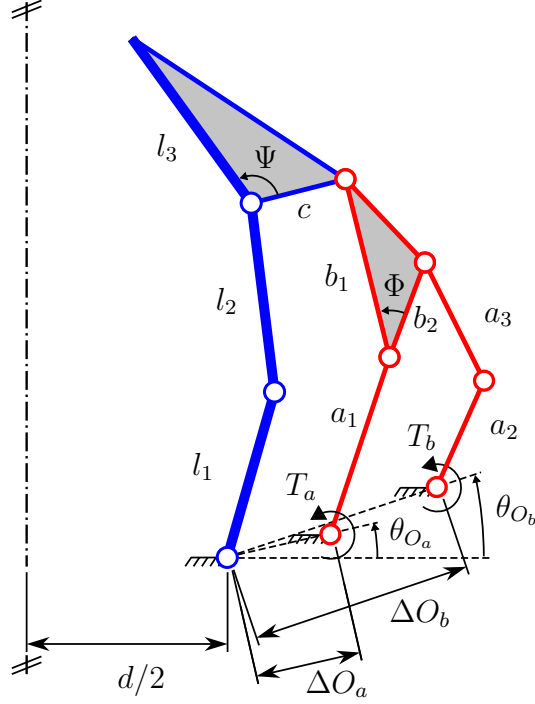


Figure 4.7 Three-DOF parallel-drive finger

bulkier than their serial-drive counterparts, and therefore, at a disadvantage with respect to compactness. However, improvement of the stiffness is large and gives a global index significantly better. It is also interesting to see similar global performance from AS#2-1 compared to AS#1-4 which uses two more actuators. In fact, links  $a_2$  and  $a_3$  act indeed as a mechanism distributing the actuation torque through the transmission mechanism.

## 4.6 Conclusion

In this work, the advantages of using multiple drive actuation with underactuated fingers were investigated. A general kinetostatic model of two architectures has been developed for any number of DOF or torque inputs. Useful performance indices have been subsequently presented to guide an optimization process. The two case studies demonstrated that adding actuators to a transmission mechanism can indeed greatly enhance grasp performance.

## 4.7 Acknowledgments

The financial support of Natural Sciences and Engineering Research of Canada (NSERC) is acknowledged.

Table 4.6 Case study 2: Results summary

	AS#2-1	AS#2-2	AS#1-1
$a_1$	1.70	1.82	2.02
$a_2$	2.21	2.01	-
$a_3$	0.42	0.52	-
$b_1$	0.77	0.80	0.43
$b_2$	0.31	0.15	-
$\Phi$	1.05	1.74	-
$\theta_{O_a}$	-1.01	-1.43	-1.07
$\Delta_{O_a}$	0.16	0.06	0.15
$\theta_{O_b}$	-1.58	-1.77	-
$\Delta_{O_b}$	0.72	0.59	-
$\rho_a$	-	-0.419	-
$p$	0.296	0.287	0.451
$p_{iso}$	0.513	0.503	0.502
$p_{stiff}$	$1.92 \cdot 10^{-6}$	$1.38 \cdot 10^{-6}$	0.886
$p_{comp}$	0.404	0.415	0.337

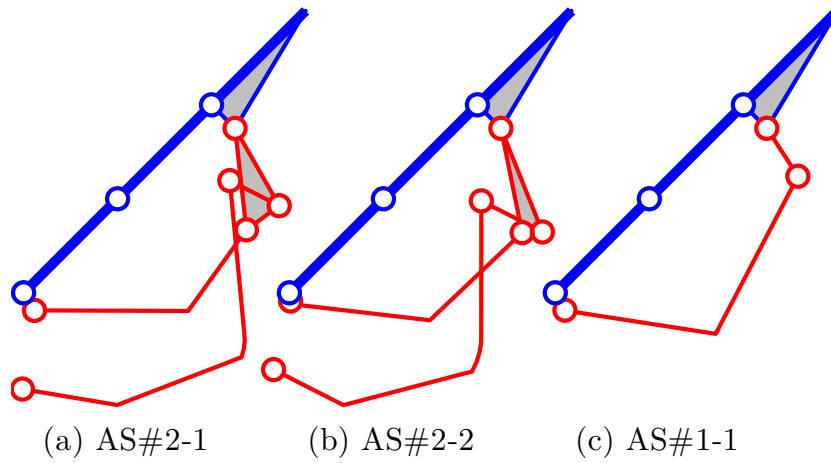


Figure 4.8 Case study 2: Optimized geometries for each actuation strategy

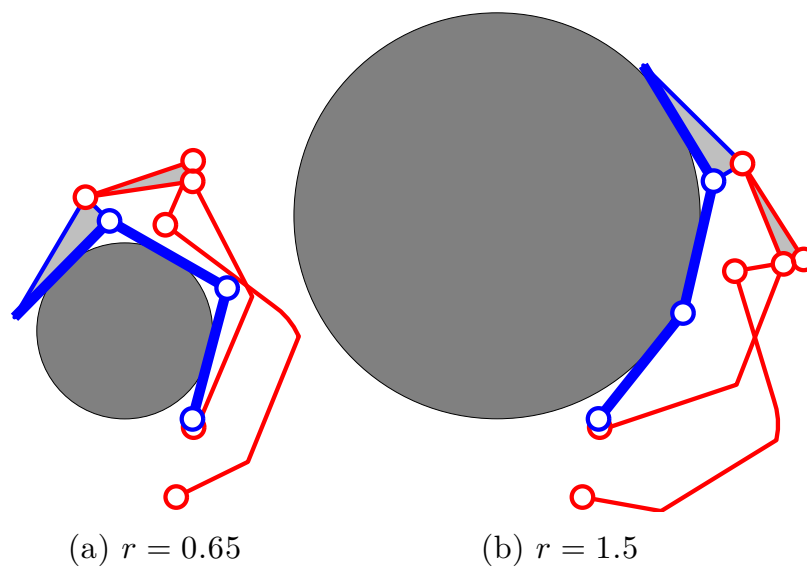


Figure 4.9 Case study 2: Optimized design AS#2-2 grasping two different circular objects

## CHAPITRE 5 ASPECTS MÉTHODOLOGIQUES ET RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES

Au chapitre précédent, à cause de la longueur maximale permise pour l'article, peu de détails sont donnés sur la méthodologie employée lors de l'évaluation des critères de performance et sur l'optimisation des doigts en général. De plus, certaines stratégies d'actionnement ont été écartées. Dans le présent chapitre, la méthodologie est présentée de façon plus exhaustive et des données supplémentaires sur les résultats des optimisations sont fournies. Les cas négligés au chapitre précédent font aussi l'objet de la même optimisation et les résultats sont brièvement discutés. Finalement, de plus amples détails sont fournis sur le prototype introduit à l'annexe A.

### 5.1 Aspects méthodologiques

Dans cette section, l'algorithme évaluant la performance d'un individu lors de l'optimisation est détaillé. Par la suite, les méthodes pour modifier les membrures afin d'éviter les collisions et pour calculer la position à l'équilibre de la prise sont présentées. Pour terminer, les limitations des indices de performance utilisés sont discutées.

#### 5.1.1 Algorithme d'évaluation de la performance d'un individu

Pour évaluer la performance d'un individu, il faut s'assurer que la géométrie peut couvrir l'espace de travail requis, et ce, sans qu'il n'y ait de collision possible entre une membrure du mécanisme de transmission et un objet à saisir. Les membrures ne doivent donc pas croiser les phalanges (voir section 5.1.2). Par la suite, il faut calculer les indices de performances  $p_{comp}$  et  $p_{iso}$  (voir section 4.4). Pour ce faire, l'espace de travail est discrétisé,  $l'$  et  $f_{iso}$  sont évalués en chacun des points et les intégrales sont estimées à l'aide de sommes finies. Pour calculer les forces qu'exercent les phalanges afin d'obtenir  $f_{iso}$ , les points de contacts sont supposés à mi-phalange, c'est-à-dire  $k_i = l_i/2$  pour  $i = 1, 2$  et  $3$ . L'indice  $p_{stiff}$  est finalement calculé de la façon décrite au chapitre 4. Dans le cas où il y a un travail nécessaire négatif pour déplacer l'objet, c'est-à-dire que le doigt ne le retient pas, l'individu en question est simplement rejeté. Plus de détails à ce propos sont donnés à la section 5.1.4. Les étapes de l'évaluation de la performance d'un individu sont données dans l'algorithme 5.1.

### Algorithme 5.1 Évaluation de la performance d'un individu

1. Premier balayage de l'espace de travail
  - 1.1 **Si** position atteignable  $\rightarrow$  modification des membrures pour l'évitement des collisions
2. Deuxième balayage de l'espace de travail
  - 2.1 **Si** position atteignable  $\rightarrow$  Calcul de la largeur équivalente  $l'$  et de  $f_{iso}$
  - 2.2 **Sinon**  $\rightarrow l' = 3, f_{iso} = 1$
3. Calcul de  $p_{comp}$  à partir des  $l'$
4. Calcul de  $p_{iso}$  à partir des  $f_{iso}$
5. **Pour** chaque objet  $i = 1, 2$  et  $3$ 
  - 5.1 Calcul de la configuration d'équilibre du doigt sur l'objet lorsque centré et appuyé sur la paume
  - 5.2 Calcul des configurations d'équilibre du doigt sur l'objet ayant subi des translations finies dans toutes les directions, excluant celles dirigées vers la paume
  - 5.3 Calcul du travail effectué pour le déplacement de l'objet dans chacune des positions
  - 5.4 Travail minimum requis  $\rightarrow \Delta W_i$
6. **Si** un des  $\Delta W_i$  est négatif  $\rightarrow$  pénalisation de l'individu :  $p_{stiff} = 5$
7. **Sinon**  $\rightarrow$  Calcul de  $p_{stiff}$  à partir de  $\Delta W_1, \Delta W_2$  et  $\Delta W_3$
8. Calcul de l'indice de performance global  $p$
9. Pénalisation supplémentaire sur l'espace de travail :
 
$$p = p + 10 \cdot (\text{proportion inatteignable de l'espace de travail})$$

#### 5.1.2 Évitement des collisions

Comme on peut le voir au chapitre 4, les membrures des doigts optimisés ne sont pas, pour la plupart, rectilignes. Puisque la compacité du mécanisme est évaluée et utilisée comme un des critères de performance, il est important que les membrures du mécanisme de transmission aient la forme nécessaire pour éviter des collisions possibles.

L'espace de travail n'est pas un des critères d'optimisation, mais simplement imposé. Pour qu'une géométrie soit réalisable, il est donc nécessaire que le doigt soit capable d'atteindre tous les points de celui-ci, ou en d'autres mots, toute combinaison d'angles  $\theta_1, \theta_2$  et  $\theta_3$  respectant les plages allouées doit être possible et ce, sans que le mécanisme ne soit en singularité.

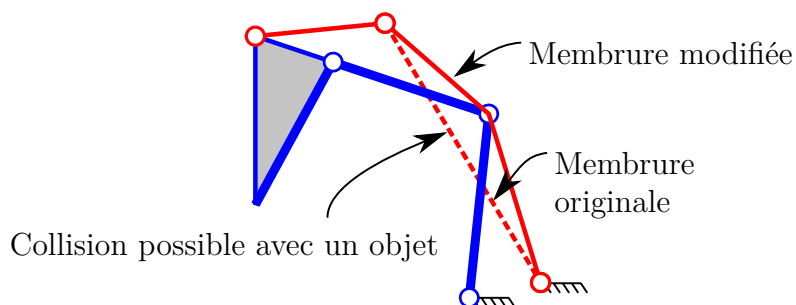


Figure 5.1 Modification des membrures du mécanisme de transmission

Les individus ne respectant pas ces conditions sont simplement rejetés. Néanmoins, si une articulation du mécanisme de transmission se retrouve du côté de l'objet par rapport aux phalanges, l'individu correspondant doit aussi être rejeté puisque cette articulation, ou les membrures y étant attachées, pourrait entrer en contact avec un objet. D'autre part, si une (ou plusieurs) des membrures du mécanisme de transmission croise les phalanges de telle sorte qu'elle se retrouve du côté de l'objet par rapport à ces dernières, l'individu est viable puisqu'il est possible de modifier cette membrure afin d'éviter toute collision potentielle. De plus, il est nécessaire de faire cette modification pour que l'indice de compacité soit représentatif, voir Larouche et Birglen (2013). Autrement, l'individu correspondant pourrait être avantage par une compacité accrue, alors que celle-ci ne représente pas la géométrie telle qu'elle devrait l'être en pratique. Pour ce faire, il suffit de balayer l'espace de travail et de modifier la ou les membrures pour éviter qu'elles ne croisent les phalanges, voir figure 5.1. Les membrures du mécanisme de transmission peuvent toutefois se croiser sans problème en travaillant dans des plans différents. C'est le cas du prototype à actionnement parallèle, voir la section 6 ou l'annexe A.

À la figure 5.1, aucun espace supplémentaire n'est donné entre la membrure modifiée et les phalanges. De toute évidence, en pratique, il serait nécessaire de tenir compte des choix technologiques du point de vue des articulations pour donner suffisamment d'espace. Dans ce cas-ci, la valeur de cet espace tampon serait purement arbitraire puisqu'il s'agit de concepts théoriques, et cette considération n'ajouterait rien d'intéressant aux résultats.

### 5.1.3 Calcul de la position d'équilibre

Pour évaluer la raideur de la prise, il est nécessaire de calculer la position d'équilibre du doigt sur l'objet. La méthode employée à l'annexe A, tirée de Khakpour et Birglen (2013), ne peut d'ailleurs pas être utilisée directement. En effet, puisqu'au chapitre 4 aucun élément passif n'est utilisé pour opposer le couple d'actionnement et résulter en un équilibre statique, il est



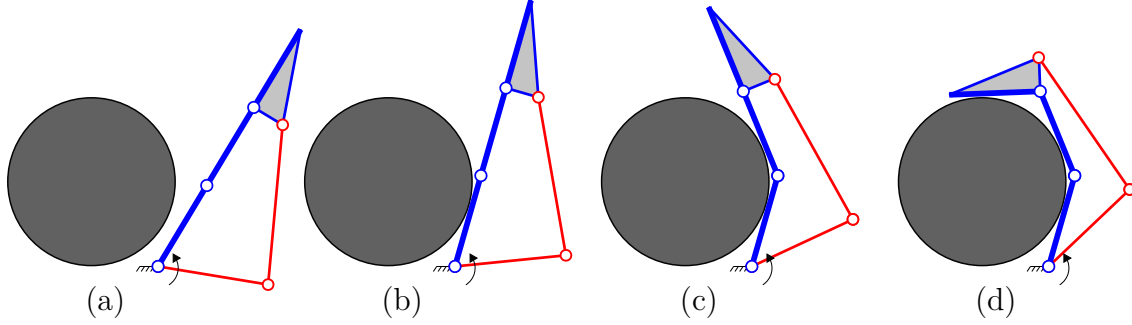


Figure 5.2 Séquence typique de fermeture

impossible de calculer une position d'équilibre pour un certain couple d'actionnement sans qu'il n'y ait de contact avec un objet, que les phalanges soient en butées ou encore que le mécanisme soit en singularité. Par ailleurs, il est tout simplement impossible de prévoir le comportement du doigt dans ces conditions sans poser quelques hypothèses pour simuler la saisie d'un objet.

La première approche utilisée a été de placer le doigt sur l'objet en supposant qu'il suive une séquence de fermeture typique, puis de calculer les forces appliquées dans cette configuration. La séquence typique en question est similaire à celle présentée au chapitre 1. Les phalanges demeurent alignées, c'est-à-dire appuyées sur les butées, jusqu'à ce que le premier contact se produise. Ensuite, le doigt continue de se refermer sur l'objet, une phalange à la fois. Cette séquence est illustrée à la figure 5.2. Advenant le cas où une des forces de contact soit négative, ou qu'une phalange ne soit pas en contact avec l'objet, l'angle correspondant est mis à jour comme à l'annexe A, selon l'équation suivante :

$$\theta_i^j = \frac{(2 + h_i)\theta_i^{j-1} - \theta_i^{j-2} + w_i\tau_i}{1 + h_i} \quad (5.1)$$

jusqu'à ce que le couple  $\tau_i$  soit nul. Dans l'équation (5.1),  $\theta_i^j$  est l'angle de la  $i^{\text{ième}}$  phalange,  $\theta_i^{j-1}$  et  $\theta_i^{j-2}$  sont le même angle à deux instants précédents lors de l'exécution de l'algorithme,  $h_i$  et  $w_i$  sont deux constantes qui doivent être ajustées pour assurer la stabilité numérique.

Bien que de cette façon il soit simple et rapide de trouver la configuration d'une prise à l'équilibre, s'il en existe une, il arrive que dans certains cas, cette position ne soit pas atteignable en suivant la séquence d'approche qui est supposée. Le cas qui a été le plus observé est celui illustré à la figure 5.3, simplifié ici à un doigt à deux phalanges. En suivant la méthode proposée, on obtient une configuration à l'équilibre où les deux phalanges sont en contact (voir figure 5.3(a)). Cependant, si l'on s'attarde au moment où le premier contact est fait avec l'objet, cf. figure 5.3(b), le couple à la base de la phalange distale est négatif et celle-ci

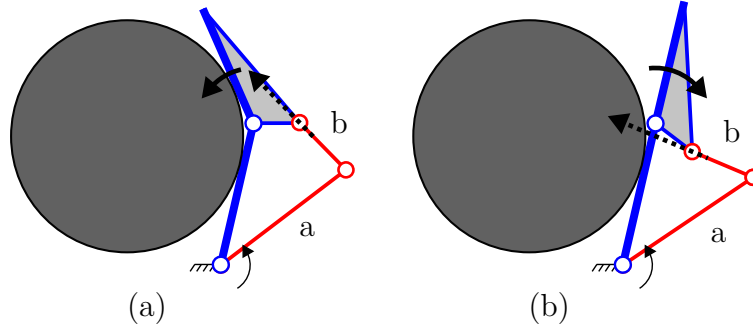


Figure 5.3 Exemple d'un doigt pour lequel la position d'équilibre trouvée ne respecte pas la séquence de fermeture supposée

restera en butée. La phalange distale ne se refermera donc jamais sur l'objet à partir de cette configuration.

Pour corriger le problème inhérent à la première approche, illustré à la figure 5.3, les angles des phalanges sont calculés itérativement dès que le premier contact se produit avec l'objet. À partir de cette configuration, la trajectoire de fermeture est déterminée par l'amortissement imposé par l'équation 5.1 sur les angles des phalanges. De cette façon, lors de l'optimisation, les résultats obtenus sont plus représentatifs.

#### 5.1.4 Discussion sur les critères de performance

Les résultats des optimisations ont mis au jour certaines faiblesses des indices de performance. En ce qui a trait à la raideur de la prise, une certaine constance de la raideur pour la saisie des trois objets est favorisée. Toutefois, l'indice utilisé, voir équation 4.27, divise l'écart entre le travail minimal le plus grand et le plus petit pour les trois objets par la moyenne des travaux requis. De cette façon, si la moyenne est plus élevée, l'écart admis est plus grand pour une même valeur de l'indice, ce qui, à première vue, favoriserait aussi une maximisation du travail. Toutefois, si on regarde les résultats au tableau 5.1, force est de constater que les concepts avec le plus petit indice  $p_{stiff}$ , AS#2-1 et AS#2-2 (voir tableau 5.4 pour un résumé des résultats des optimisations), présentent aussi les prises les moins rigides. Les raideurs sont très similaires entre les objets, voire à toutes fins pratiques, égales, ce qui était l'objectif principal. Néanmoins, cet indice devrait sans doute être utilisé en association avec un autre évaluant directement la valeur moyenne ou minimale de la rigidité de la prise.

De plus, la formulation de  $p_{stiff}$  ne tient pas compte du signe de  $\Delta W$ . En d'autres mots, il est possible d'obtenir un bon indice de performance alors que le doigt n'arrive pas à maintenir la prise sur un ou plusieurs objets. Pour contourner ce problème, comme il a déjà été mentionné à

la section 5.1.1, dès qu'un travail  $\Delta W$  est négatif pour un des objets, l'individu correspondant est pénalisé.

Un autre indice de performance présente quelques faiblesses. L'indice de compacité tiré de Larouche et Birglen (2013) a donné de bons résultats pour les optimisations menées au chapitre 4 avec des concepts optimaux très compacts pour le doigt à actionnement sériel et relativement compacts pour les doigts à actionnement parallèle (voir tableau 5.4). Cependant, lors des optimisations, certains individus avec des mécanismes de transmission très volumineux survivent à de nombreuses générations avec des indices  $p_{comp}$  relativement bons. Ce sont toutefois les résultats obtenus à la section 5.3 qui illustrent le mieux ce problème. Il est clair que les résultats obtenus pour AS#1-5 et AS#1-7, cf. figure 5.4, pourraient facilement être plus compacts. Cependant, le déploiement vertical du mécanisme de transmission augmente la hauteur totale du doigt, et réduit ainsi la largeur équivalente  $l'$ , voir section 4.4. Ceci a pour effet de créer un minimum local pour l'indice de compacité dans le cas des architectures plus volumineuses comme celles de AS#1-5 et AS#1-7 qui ont besoin d'un point d'ancrage  $O_\alpha$  plus éloigné et plus haut pour saisir les objets. Cet effet seul n'explique pas ces résultats. Dans la quête d'une raideur comparable entre les différents objets, l'avantage mécanique du couple  $T_\beta$  doit demeurer le plus constant possible, ce qui explique les longues membrures  $a$  et  $b$  permettant de limiter la variation de l'angle  $\theta_\beta$ .

## 5.2 Données supplémentaires sur les performances des géométries optimisées

Les performances des doigts optimisés au chapitre 4 sont brièvement résumées dans les tableaux 4.3 et 4.6. En effet, seules les valeurs des indices de performance pour chacune des stratégies d'actionnement sont présentées. Le tableau 5.4 présente aussi un résumé des résultats d'optimisation. Dans cette section, plus de détails sont donnés sur les caractéristiques des prises des doigts sur les objets afin d'avoir un meilleur portrait des résultats obtenus.

La raideur de la prise (le travail minimum nécessaire pour déplacer l'objet de 0.1 unité de longueur) et les forces de contacts appliquées sur chaque objet pour chacune des architectures optimisées dans le chapitre 4 sont données dans le tableau 5.1. La force de contact sur la phalange proximale a été omise dans ce tableau puisqu'aucune des géométries obtenues ne mène à un contact sur cette phalange, sur aucun des objets considérés. Ceci est dû principalement à deux facteurs. Tout d'abord, pour simplifier l'analyse, il a été décidé que la raideur de la prise serait mesurée lorsque l'objet est appuyé contre la paume entre les deux doigts. De cette façon, on évite de calculer la position d'équilibre de l'objet à l'intérieur de la main. Ainsi, toutes les géométries suboptimales pour lesquelles il y avait un contact avec la phalange proximale présentaient une mauvaise rigidité de la prise, puisque celle-ci contribuait

à repousser l'objet de la paume plutôt qu'à résister à ce mouvement. De plus, étant donné que les phalanges sont toutes de même longueur, cet effet est accentué par une phalange proximale relativement courte arrivant avec un angle propice à repousser l'objet davantage. Cela ne signifie pas que la phalange proximale ne contribue pas à de meilleures performances lorsque l'on compare à une architecture à deux phalanges. En effet, cette dernière permet à la phalange intermédiaire d'être en contact avec l'objet à un meilleur angle pour maximiser la raideur de la prise, évitant de repousser l'objet de la paume. La phalange proximale entrera toutefois en contact avec des objets de formes et de tailles différentes que ceux étudiés.

Il faut aussi garder en tête que les valeurs présentées dans le tableau 5.1 ne sont pas normalisées par rapport aux couples d'actionnement. Il n'est donc pas surprenant de voir une diminution ou une augmentation des forces de contact lorsque plusieurs couples d'actionnement sont utilisés, dépendamment de leur localisation et de leur direction. Néanmoins, le travail minimal nécessaire pour faire bouger l'objet ayant le plus grand rayon,  $r = 1.5$ ,  $\Delta W_3$ , est deux fois plus grand pour AS#1-4 que pour AS#1-1, et ce, avec bien moins que deux fois le couple total en entrée. Il a déjà été discuté au chapitre 4 que cela est dû au mouvement angulaire plus important que certaines articulations subissent lors du déplacement de l'objet. Des observations similaires, mais moins importantes, peuvent être faites pour les autres objets et les géométries AS#1-2 et AS#1-3. De plus, la différence entre le travail minimum requis pour déplacer les trois objets est significativement plus petite pour AS#1-4 que pour les autres stratégies appliquées au doigt sériel, surtout dans le cas des deux plus petits objets, observation qui est confirmée par un indice  $p_{stiff}$  plus petit.

En ce qui a trait au doigt à actionnement parallèle, l'ajout du couple  $T_a$  par rapport à l'utilisation du couple  $T_b$  seul n'améliore que très peu les performances, la valeur de la fonction d'optimisation  $p$  passant de 0.296 à 0.287. Cependant, les forces de contact et la rigidité des prises sont inférieures de plus de la moitié pour AS#2-2. Ceci s'explique par le couple  $T_a = -0.419$  négatif s'opposant au couple  $T_b = 1$  lors de la saisie des objets. Comme il a été discuté à la section 4.4, bien que ces deux concepts présentent la même raideur pour chacun des objets, ce qui résulte en un indice  $p_{stiff}$  pratiquement nul, la réduction flagrante de la raideur dans le second cas, n'ayant aucun impact significatif sur l'indice, soulève des questions sur la formulation de cet indice.

Il est difficile de comparer les indices  $p_{iso}$ ,  $p_{stiff}$  et  $p_{comp}$  du doigt à actionnement sériel par rapport au doigt à actionnement parallèle. Il est clair que le mécanisme est moins compact pour ce dernier, mais le fait qu'il présente une bien meilleure performance en regard de  $p_{stiff}$  ne permet pas de conclure que le doigt à actionnement sériel a moins de potentiel sur cet aspect. Le fait est que le compromis entre compacité et rigidité trouve une valeur optimale

Tableau 5.1 Détails des prises et travail minimal  $\Delta W$ 

Rayon de l'objet		AS#1-1	AS#1-2	AS#1-3	AS#1-4	AS#2-1	AS#2-2
1.0	$\Delta W$	$5.52 \cdot 10^{-3}$	$5.07 \cdot 10^{-3}$	$6.84 \cdot 10^{-3}$	$6.93 \cdot 10^{-3}$	$1.61 \cdot 10^{-3}$	$4.60 \cdot 10^{-4}$
	$f_2$	0.695	0.686	0.682	0.688	0.514	0.217
	$f_3$	0.184	0.182	0.216	0.244	0.126	0.055
	$f_2/f_3$	0.264	0.266	0.316	0.354	0.245	0.253
1.25	$\Delta W$	$3.66 \cdot 10^{-3}$	$3.50 \cdot 10^{-3}$	$5.07 \cdot 10^{-3}$	$6.36 \cdot 10^{-3}$	$1.61 \cdot 10^{-3}$	$4.60 \cdot 10^{-4}$
	$f_2$	0.565	0.558	0.537	0.542	0.370	0.143
	$f_3$	0.216	0.213	0.240	0.270	0.141	0.054
	$f_2/f_3$	0.383	0.382	0.446	0.499	0.381	0.377
1.5	$\Delta W$	$2.17 \cdot 10^{-3}$	$2.10 \cdot 10^{-3}$	$3.35 \cdot 10^{-3}$	$4.58 \cdot 10^{-3}$	$1.61 \cdot 10^{-3}$	$4.60 \cdot 10^{-4}$
	$f_2$	0.474	0.467	0.436	0.429	0.306	0.116
	$f_3$	0.230	0.227	0.256	0.290	0.148	0.056
	$f_2/f_3$	0.486	0.486	0.588	0.675	0.485	0.486

à une autre extrémité du spectre. Néanmoins, le doigt à actionnement parallèle n'utilisant qu'un seul actionneur est beaucoup plus performant, en regard de l'indice global utilisé, que le doigt à actionnement sériel pour le même nombre d'actionneurs, c'est-à-dire  $p = 0.296$  par rapport à  $p = 0.451$ . D'ailleurs, il se compare davantage avec le doigt utilisant trois actionneurs, AS#1-4, qui a un indice global de  $p = 0.288$ . Comme discuté au chapitre 6, l'utilisation de ratios constants entre les couples d'actionnement est équivalente à l'utilisation d'un mécanisme de transmission plus complexe menant à la même répartition des couples entre les différentes articulations. Un exemple de concept utilisant un mécanisme à poulie pour obtenir l'équivalent de AS#1-4 à l'aide d'un seul actionneur est présenté à la figure 6.1. Le mécanisme de transmission du doigt à actionnement parallèle agit de façon similaire lorsque seul  $T_b$  est utilisé. Les membrures  $a_2$  et  $a_3$  peuvent effectivement être décrites comme un mécanisme répartissant l'effort d'actionnement de telle façon que des couples équivalents appliqués aux articulations  $O_a$  et  $O_b$  pourraient être calculés. De plus, le ratio entre ces couples ne serait pas constant à l'intérieur de l'espace de travail, mais varierait plutôt avec la configuration du mécanisme. C'est cette liberté supplémentaire dans la conception du mécanisme qui explique les performances de AS#2-1 par rapport à AS#1-4.

### 5.3 Autres stratégies d'actionnement pour le doigt à actionnement sériel

Dans l'article présenté au chapitre 4, certaines stratégies d'actionnement sont mises à l'écart lors de l'analyse du doigt sériel. Puisque l'objectif principal est d'apprécier les éventuels gains

Tableau 5.2 Actionnement sériel : autres stratégies possibles

Stratégies d'actionnement	$T_\alpha$	$T_\beta$	$T_\gamma$
AS#1-5a	0	1	0
AS#1-5b	0	-1	0
AS#1-6a	0	0	1
AS#1-6b	0	0	-1
AS#1-7a	0	1	$\rho_\gamma T_\beta$
AS#1-7b	0	-1	$\rho_\gamma T_\beta$

en performance provenant de l'ajout d'actionneur(s), seules les stratégies d'actionnement pour lesquelles un ou plusieurs couples sont ajoutés à  $T_\alpha$ , le couple appliqué sur l'articulation attachée à la paume, sont considérées. Ce choix est motivé par le fait qu'il s'agit généralement de l'emplacement préféré pour l'actionneur.

Cependant, les cas rejetés ne sont pas moins performants *a priori* et il est possible qu'une stratégie d'actionnement n'utilisant pas le couple  $T_\alpha$  soit comparable en performance avec celles l'utilisant. Dans le but de compléter l'analyse, les cas précédemment négligés sont étudiés ici. La liste complète des combinaisons possibles restantes est présentée au tableau 5.2. Rappelons que les indices de performance utilisés au chapitre 4 sont normalisés par rapport aux amplitudes des couples d'actionnement. C'est pourquoi un de ceux-ci est simplement fixé à une valeur unitaire, alors que le second, s'il y a lieu, est exprimé comme un ratio constant par rapport au premier. Chacune des combinaisons possibles est divisée en deux stratégies d'actionnement différentes, notées "a" et "b", en fonction du sens dans lequel le couple fixe et unitaire est appliqué.

L'optimisation menée est la même, c'est-à-dire que la fonction d'optimisation est celle décrite à l'équation 4.31 et que les paramètres sont ceux décrits dans le tableau 4.2. Le détail des indices de performances se trouve dans la section 4.4.

Parmi les stratégies d'actionnement proposées dans le tableau 5.2, la plupart n'offrent pas la possibilité de saisir les trois objets considérés dans l'optimisation de la raideur en respectant les paramètres d'optimisation. Néanmoins, trois d'entre elles donnent des résultats valides, c'est-à-dire AS#1-5b, AS#1-7a et AS#1-7b. Les détails de ces solutions sont donnés dans le tableau 5.3. Qu'il y ait un ou deux actionneurs, ces concepts n'offrent pas de très bonnes performances par rapport aux résultats déjà obtenus au chapitre 4. Il n'est pas surprenant de constater que l'emplacement des actionneurs est plus important que d'en utiliser un plus grand nombre. Il est intéressant de voir que l'ajout d'un couple d'actionnement  $T_\gamma$

Tableau 5.3 Actionnement sériel : autres stratégies possibles, résultats

Paramètres	AS#1-5b	AS#1-7a	AS#1-7b
$a$	2.22	2.19	2.21
$b$	2.50	1.91	2.50
$\theta_{O_\alpha}$	0.52	-2.50	0.52
$\Delta_{O_\alpha}$	2.00	1.82	1.99
$\rho_\gamma$	-	0.49	-0.0015
$p$	0.839	0.937	0.839
$p_{iso}$	0.780	0.889	0.780
$p_{stiff}$	0.798	0.536	0.790
$p_{comp}$	0.597	0.447	0.598

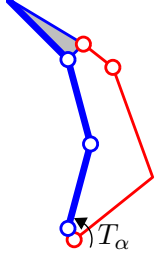
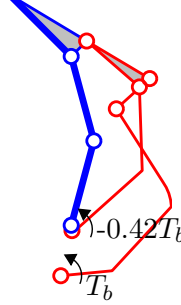
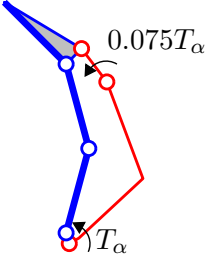
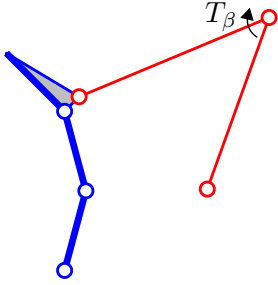
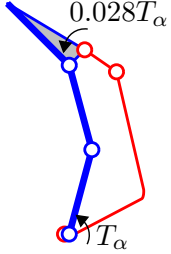
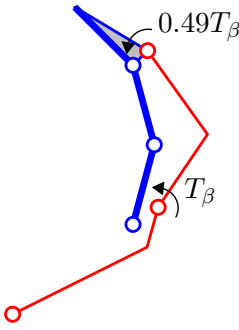
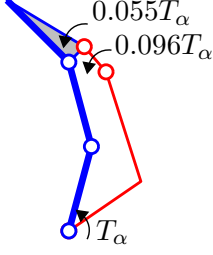
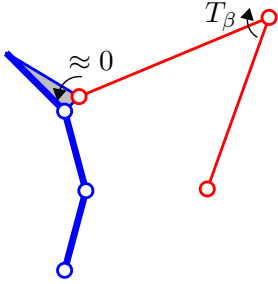
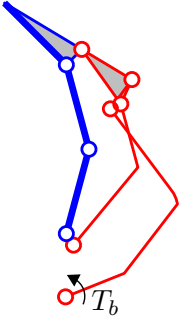
à AS#1-5b, obtenant ainsi AS#1-7b, n'a pas permis d'en augmenter les performances de façon significative ( $T_\gamma \approx 0$ ). D'autre part, le même ajout à AS#1-5a, pour laquelle aucune solution n'a été trouvée, permet d'obtenir un design valide, c'est-à-dire AS#1-7a. Dans ce cas, le couple ajouté n'est pas négligeable avec  $T_\gamma = 0.49$ .

Les géométries correspondantes aux résultats obtenus sont illustrées à la figure 5.4. Il va sans dire que les architectures AS#1-5b et AS#1-7b ne sont pratiquement d'aucun intérêt en pratique étant donné l'espace occupé par le mécanisme de transmission. Les facteurs menant à ces résultats ont déjà été discutés plus tôt, voir la section 5.1.4. Étant donné les piètres performances de ces architectures par rapport aux autres, leur analyse ne sera pas poussée plus loin.

#### 5.4 Contrôle du mouvement par actionnement parallèle : prototype

À l'annexe A, un concept optimisé pour obtenir deux trajectoires de fermeture différentes par l'utilisation de l'un ou l'autre des deux actionneurs a été obtenu. Une version simplifiée, actionnée manuellement, a été fabriquée dans le but d'en observer le comportement. Les résultats sont très satisfaisants. Lorsque l'actionnement est fait par la membrure  $a_1$ , voir figure 5.5, la trajectoire obtenue correspond à celle prévue pour la prise englobante. De plus, lorsque le doigt est actionné par la membrure  $a_2$ , voir figure 5.6, on constate que la phalange distale reste perpendiculaire à la paume. Les lignes noires sur la figure font office de référence.

Tableau 5.4 Indices de performance et représentation de toutes les stratégies d'actionnement optimisées

 <p>AS#1-1</p> <p> <math>p = 0.451</math>  <math>p_{iso} = 0.502</math>  <math>p_{stiff} = 0.886</math>  <math>p_{comp} = 0.337</math> </p>	 <p>AS#2-2</p> <p> <math>p = 0.287</math>  <math>p_{iso} = 0.503</math>  <math>p_{stiff} = 1.38 \cdot 10^{-6}</math>  <math>p_{comp} = 0.415</math> </p>
 <p>AS#1-2</p> <p> <math>p = 0.413</math>  <math>p_{iso} = 0.475</math>  <math>p_{stiff} = 0.835</math>  <math>p_{comp} = 0.322</math> </p>	 <p>AS#1-5b</p> <p> <math>p = 0.839</math>  <math>p_{iso} = 0.780</math>  <math>p_{stiff} = 0.798</math>  <math>p_{comp} = 0.597</math> </p>
 <p>AS#1-3</p> <p> <math>p = 0.397</math>  <math>p_{iso} = 0.486</math>  <math>p_{stiff} = 0.685</math>  <math>p_{comp} = 0.340</math> </p>	 <p>AS#1-7a</p> <p> <math>p = 0.937</math>  <math>p_{iso} = 0.889</math>  <math>p_{stiff} = 0.536</math>  <math>p_{comp} = 0.447</math> </p>
 <p>AS#1-4</p> <p> <math>p = 0.288</math>  <math>p_{iso} = 0.435</math>  <math>p_{stiff} = 0.394</math>  <math>p_{comp} = 0.315</math> </p>	 <p>AS#1-7b</p> <p> <math>p = 0.839</math>  <math>p_{iso} = 0.780</math>  <math>p_{stiff} = 0.790</math>  <math>p_{comp} = 0.598</math> </p>
 <p>AS#2-1</p> <p> <math>p = 0.296</math>  <math>p_{iso} = 0.513</math>  <math>p_{stiff} = 1.92 \cdot 10^{-6}</math>  <math>p_{comp} = 0.404</math> </p>	



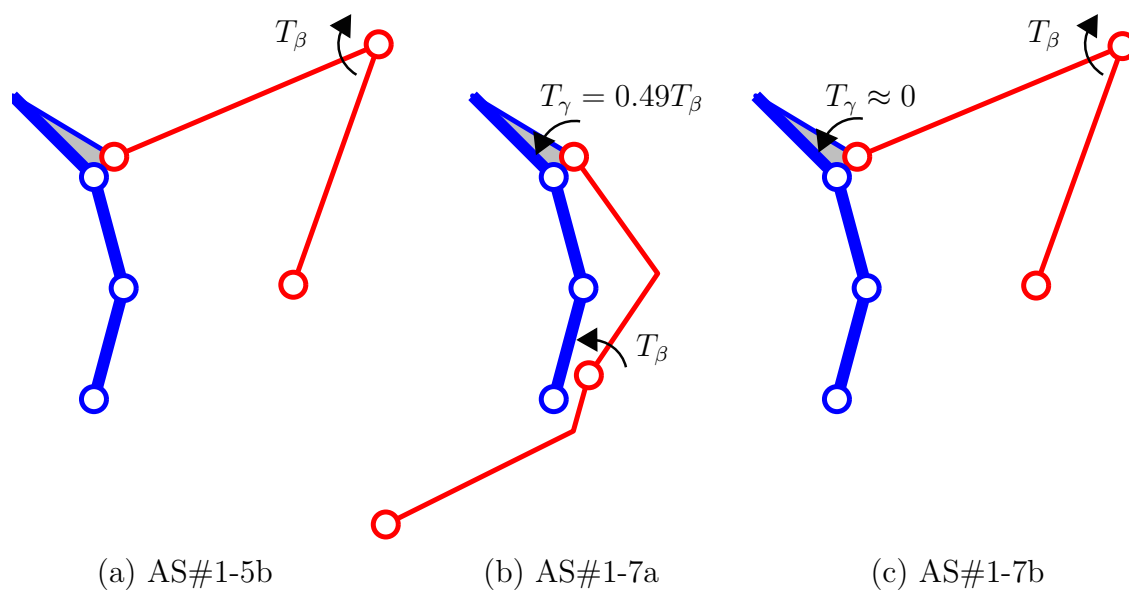


Figure 5.4 Actionnement sériel : autres stratégies possibles, résultats

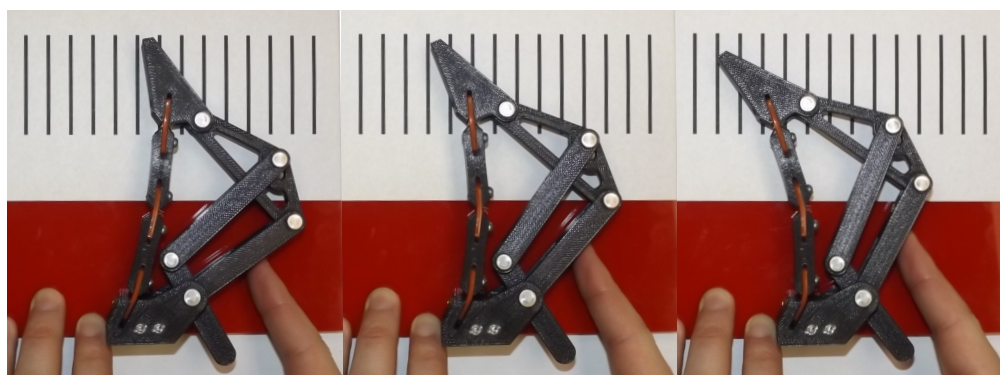


Figure 5.5 Trajectoire de fermeture pour une prise englobante

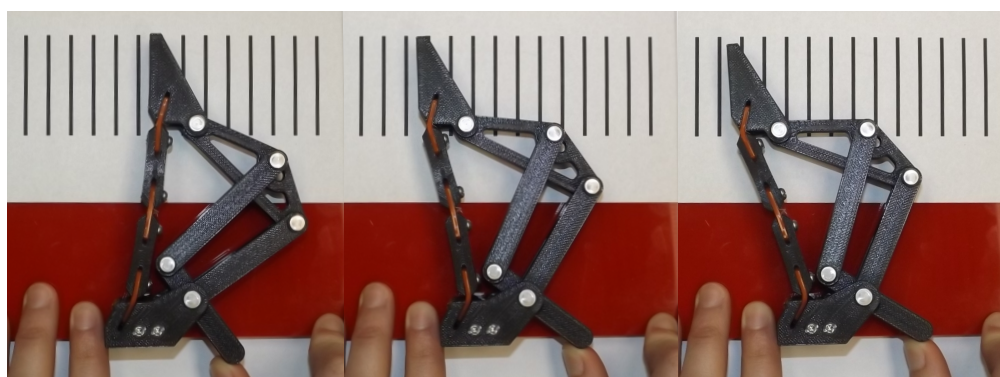


Figure 5.6 Trajectoire de fermeture pour une prise de pincée

## CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE

Dans le cas de la prise englobante, les résultats prouvent qu'il y a un avantage à ajouter des actionneurs sur un doigt sous-actionné, mais l'utilisation de ratios constants entre les couples d'actionnement limite l'avantage procuré par l'actionnement multiple. En effet, il est possible de reproduire les mêmes résultats avec un seul actionneur. Par exemple, le concept présenté à la figure 6.1, réutilisant le principe du *Soft Gripper* de Hirose et Umetani (1978) pour répartir le couple d'actionnement à l'aide d'un tendon et de poulies, peut théoriquement reproduire les mêmes performances que AS#1-4 qui utilise trois actionneurs avec des ratios constants. D'ailleurs, le doigt AS#2-1 n'utilisant qu'un actionneur arrive lui aussi à des performances comparables grâce à un mécanisme de transmission plus complexe.

Pourtant, l'utilisation de plusieurs actionneurs a l'avantage d'offrir beaucoup plus de liberté. Par exemple, à l'annexe A, une fois l'optimisation terminée, la possibilité d'utiliser les couples en combinaison avec différents ratios est très brièvement abordée. Les exemples donnés ne sont que des trajectoires alternatives sans trop d'intérêt, mais l'application du principe à un processus de conception plus complet est fort prometteuse. Déjà, avec des ratios constants, les performances sont améliorées pour la prise englobante. Pour le doigt à actionnement sériel, il s'agit d'une amélioration de 12% en ajoutant un actionneur et de 36% avec un autre de plus. Pour le doigt à actionnement parallèle, l'amélioration est faible à 3% en utilisant les deux couples.

Il serait intéressant d'étudier les améliorations possibles en contrôlant les ratios entre les couples d'actionnement en fonction de la tâche à accomplir. On peut facilement imaginer un concept optimisé à la fois pour réaliser des prises englobantes robustes et des prises plus délicates (isotropie en force par exemple), en utilisant deux ratios différents entre les couples d'actionnement. Les ratios pourraient aussi être sélectionnés en fonction de la trajectoire de fermeture désirée ou encore choisis pour un type d'objet ou un type de prise recherchée. Ceci serait possible sans l'utilisation de capteurs et sans perdre la capacité d'adaptation. Ce mémoire porte donc sur un sujet qui mérite d'être développé devant les possibilités que l'actionnement multiple laisse entrevoir pour les doigts sous-actionnés.

Dans ce travail de recherche, seul des doigts à trois phalanges ont été utilisés. On arrive tout de même à une des conclusions de Balasubramanian et Dollar (2011) : en augmentant le nombre d'actionneurs, on améliore les performances du préhenseur. Cependant, il serait intéressant d'augmenter ce nombre de DDL pour en observer l'effet sur les performances en prise englobante du doigt. Est-ce que, comme pour la version simplifiée de Balasubramanian

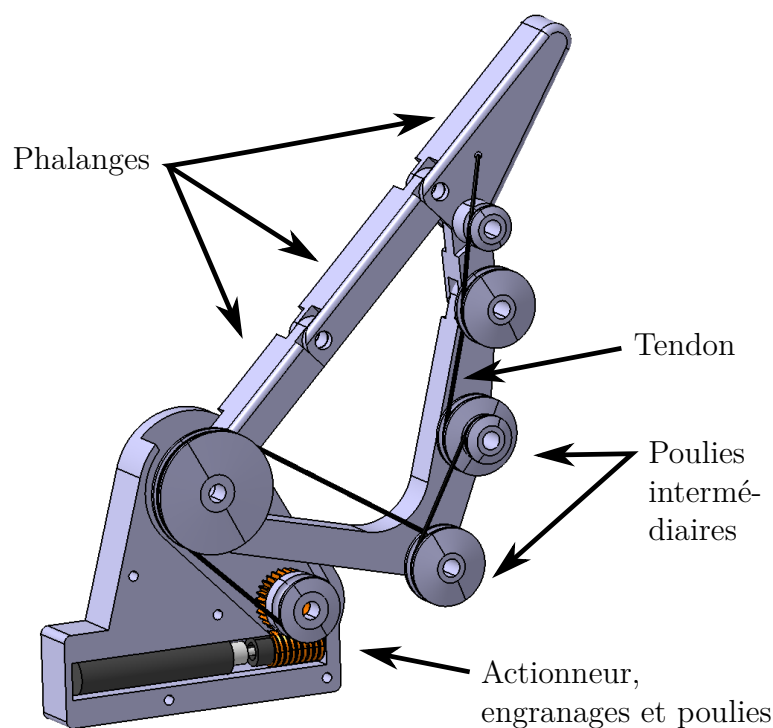


Figure 6.1 Concept d'un doigt sous-actionné par tendon avec actionnement distribué, modélisé par Dominic Boucher

et Dollar (2011), l'augmentation du nombre de DDL ne verra pas les performances s'améliorer ? Ou au contraire, puisque l'immobilisation d'une articulation rotoïde n'empêche pas le mouvement de la suivante, un nombre croissant de DDL engendrerait une meilleure prise ?

Les quatre designs optimisés présentés au chapitre 4 pour le doigt à actionnement sériel, c'est à dire les doigts AS#1-1, AS#1-2, AS#1-3 et AS#1-4, présentent des géométries très similaires. Afin d'étudier l'importance de ces légers changements géométriques, les stratégies d'actionnement AS#1-2, AS#1-3 et AS#1-4 ont été appliquées à la géométrie du doigt AS#1-1 en utilisant les mêmes ratios. Cependant, mis à part dans le cas de l'application des couples à AS#1-4, où l'indice de performance global passe de  $p = 0.451$  à  $p = 0.416$ , l'utilisation directe des couples d'actionnement des deux autres stratégies nuit plutôt à la performance du doigt AS#1-1.

Les performances de ces architectures, en regard de la fonction objective utilisée, semblent donc sensibles à de petits changements de géométrie. Pour vérifier cela, les ratios des différentes stratégies d'actionnement, AS#1-2, AS#1-3 et AS#1-4, ont aussi été optimisés pour maximiser les performances en utilisant la géométrie du doigt AS#1-1. Pour AS#1-2 et AS#1-3, le couple ajouté est nul dans les deux cas ; tout ajout de couple nuisant à la per-

Tableau 6.1 Comparaison des performances en utilisant la géométrie du doigt AS#1-1 avec la stratégie d'actionnement AS#1-4

	AS#1-1		AS#1-4*
	$p = 0.451$ $p_{iso} = 0.502$ $p_{stiff} = 0.886$ $p_{comp} = 0.337$		$p = 0.411$ $p_{iso} = 0.466$ $p_{stiff} = 0.856$ $p_{comp} = 0.337$

formance du doigt. En ajoutant deux actionneurs, i.e., le cas de AS#1-4, les performances sont légèrement améliorées, voir tableau 6.1. Cependant, la valeur de la fonction objective,  $p = 0.411$ , est loin de la valeur obtenue en optimisant toute la géométrie, soit  $p = 0.288$ .

Cette sensibilité de la fonction objective à la géométrie des doigts s'explique de deux façons. Premièrement, la constance de la raideur de la prise entre plusieurs objets est évaluée, et non la raideur elle-même. Ainsi, lorsque l'ajout d'un couple d'actionnement améliore la raideur de la prise mais de façon inégale entre les objets, le doigt sera évalué comme moins performant. Il a d'ailleurs été mentionné plus tôt que l'indice  $p_{stiff}$  devrait sans doute être utilisé en association avec un autre critère évaluant directement la valeur moyenne ou minimale de la rigidité de la prise. Deuxièmement, la taille importante du plus gros objet utilisé pour évaluer la raideur de la prise fait en sorte que celle-ci est généralement plus faible pour cet objet et que de légères modifications peuvent mener à une prise instable. C'est notamment le cas si l'on utilise un seul actionneur,  $T_\alpha$ , sur la géométrie du doigt AS#1-4.

Concevoir un seul doigt unique pouvant utiliser un, deux, ou trois actionneurs en présentant de bonnes performances dans chacun des cas ne serait donc pas aussi aisé que d'optimiser le doigt pour une seule architecture et lui ajouter ou enlever des actionneurs. Une conception de la géométrie considérant toutes les stratégies d'actionnement serait préférable.

## CHAPITRE 7 CONCLUSION

Ce travail de recherche s'inscrit dans le cadre des travaux faits sur les préhenseurs adaptatifs au Laboratoire de robotique de l'École Polytechnique de Montréal. À la recherche de nouvelles avenues pour en améliorer les performances, la possibilité d'ajouter des actionneurs à ces mécanismes a été étudiée. Plus particulièrement, c'est sur des doigts que le principe d'actionnement multiple a été mis à l'épreuve. Pour ce faire, un modèle cinétostatique général pour un doigt à  $n$  phalanges et  $m$  actionneurs a été développé. Deux thèmes ont été abordés : d'abord l'effet de l'actionnement multiple sur les performances de la prise englobante, puis la possibilité de contrôler le mouvement d'un doigt.

Dans le premier cas, deux architectures de doigt ont été étudiées : le doigt à actionnement sériel et le doigt à actionnement parallèle. L'utilisation de plusieurs actionneurs a un effet significatif sur les performances du doigt à actionnement sériel, jusqu'à 36% d'amélioration, mais pas marquée sur celles du doigt à actionnement parallèle, seulement 3%. Cependant, étant donné l'utilisation de ratios constants entre les couples d'actionnement, il est difficilement justifiable de préconiser cette approche suivant cette limitation plutôt que d'utiliser un mécanisme distribuant un seul couple d'actionnement selon les mêmes ratios. Néanmoins, il reste encore beaucoup de possibilités à étudier en vue et l'actionnement multiple dans les doigts sous-actionnés pourrait permettre une grande amélioration de leurs capacités.

Dans le second cas, l'utilisation d'un deuxième actionneur a permis un contrôle simple du mouvement du doigt. Un actionneur mène à une trajectoire de fermeture englobante, l'autre mène à une trajectoire analogue à une prise de pincée. L'utilisation d'un contrôle plus complexe est inutile et le doigt conserve sa capacité d'adaptation. Notons que l'optimisation réalisée ne tenait pas compte des capacités en force.

La prochaine étape naturelle serait de combler le vide entre les deux cas étudiés. Ainsi, il s'agirait de concevoir un doigt optimisé pour de bonnes caractéristiques de prise englobante, mais dont le ratio entre les actionneurs pourrait être choisi pour adopter différentes trajectoires de fermeture ou différentes caractéristiques de saisie. Le sous-actionnement utilisant plusieurs actionneurs pourrait permettre de réaliser des fonctions plus complexes réservées jusqu'ici aux doigts complètement actionnés, mais avec des algorithmes de contrôle beaucoup plus simples.

## RÉFÉRENCES

- BALASUBRAMANIAN, R., BELTER, J. T. et DOLLAR, A. M. (2010). External disturbances and coupling mechanisms in underactuated hands. *Proceedings of the ASME Design Engineering Technical Conference*. Montreal, QC, Canada, vol. 2, 175–184.
- BALASUBRAMANIAN, R. et DOLLAR, A. M. (2011). Performance of serial underactuated mechanisms : Number of degrees of freedom and actuators. *Proceedings - 2011 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*. San Francisco, CA, USA, 1823–1829.
- BARTHOLET, S. (1992). Reconfigurable end effector. US Patent 5,108,140.
- BEGOC, V., DURAND, C., KRUT, S., DOMBRE, E. et PIERROT, F. (2006). On the form-closure capability of robotic underactuated hands. *9th International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision*. Singapore, Singapore, 1–8.
- BEGOC, V., KRUT, S., DOMBRE, E., DURAND, C. et PIERROT, F. (2007). Mechanical design of a new pneumatically driven underactuated hand. *Proceedings - 2007 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Rome, Italy, 927–933.
- BELZILE, B. et BIRGLEN, L. (2014). A compliant self-adaptive gripper with proprioceptive haptic feedback. *Autonomous Robots*, 36, 79–91.
- BIRGLEN, L. (2009). Type synthesis of linkage-driven self-adaptive fingers. *Journal of Mechanisms and Robotics-Transactions of the ASME*, 1, 9.
- BIRGLEN, L. (2011). The kinematic preshaping of triggered self-adaptive linkage-driven robotic fingers. *Mechanical Sciences*, 2, 41–49.
- BIRGLEN, L. et GOSSELIN, C. (2004a). Optimal design of 2-phalanx underactuated fingers. *Proceedings - 2004 International Conference on Intelligent Manipulation and Grasping*. Genova, Italy, 110–116.
- BIRGLEN, L. et GOSSELIN, C. M. (2003). On the force capability of underactuated fingers. *Proceedings - 2003 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Taipei, Taiwan, vol. 1, 1139–1145.
- BIRGLEN, L. et GOSSELIN, C. M. (2004b). Kinetostatic analysis of underactuated fingers. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 20, 211–221.
- BIRGLEN, L. et GOSSELIN, C. M. (2006). Optimally unstable underactuated gripper : Synthesis and applications. *Proceedings of the ASME Design Engineering Technical Conference*. Philadelphia, PA, USA.

- BIRGLEN, L. et HERBECQ, F. (2009). Self-adaptive compliant grippers capable of pinch preshaping. *Proceedings - 2009 ASME Design Engineering Technical Conference*. San Diego, CA, USA, vol. 7, 249–257.
- BIRGLEN, L., LALIBERTÉ, T. et GOSSELIN, C. (2008). *Underactuated Robotic Hands*, vol. 40 de *Springer Tracts in Advanced Robotics*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- BOUCHER, J.-M. et BIRGLEN, L. (2015). Underactuated finger closing motion control using dual drive actuation. *Proceedings - 2015 ASME International Design Engineering Technical Conferences*. Boston, MA, USA.
- BOUDREAULT, E. et GOSSELIN, C. (2006). Design of sub-centimetre underactuated compliant grippers. *Proceedings of the ASME Design Engineering Technical Conference*. Philadelphia, PA, USA.
- BUTTERFAß, J., GREBENSTEIN, M., LIU, H. et HIRZINGER, G. (2001). DLR-Hand II : Next generation of a dextrous robot hand. *Robotics and Automation, 2001. Proceedings 2001 ICRA. IEEE International Conference on*. IEEE, vol. 1, 109–114.
- CECCARELLI, M., RODRIGUEZ, N. et CARBONE, G. (2006). Design and tests of a three finger hand with 1-DOF articulated fingers. *Robotica*, 24, 183–196.
- CIOCARLIE, M., HICKS, F. M., HOLMBERG, R., HAWKE, J., SCHLICHT, M., GEE, J., STANFORD, S. et BAHADUR, R. (2014). The velo gripper : A versatile single-actuator design for enveloping, parallel and fingertip grasps. *International Journal of Robotics Research*, 33, 753–767.
- CIPRIANI, C., CONTROZZI, M. et CARROZZA, M. C. (2010). Objectives, criteria and methods for the design of the smarthand transradial prosthesis. *Robotica*, 28, 919–927.
- CUTKOSKY, M. R. (1989). On grasp choice, grasp models, and the design of hands for manufacturing tasks. *Robotics and Automation, IEEE Transactions on*, 5, 269–279.
- DE VISSER, H. et HERDER, J. L. (2000). Force-directed design of a voluntary closing hand prosthesis. *JRRD : Journal of Rehabilitation Research and Development*, 37 (3).
- DEMERS, L.-A. A. et GOSSELIN, C. (2009). Kinematic Design of an Ejection-Free Underactuated Anthropomorphic Finger. *Proceedings - 2009 IEEE International Conference On Robotics And Automation (ICRA)*. New-York, NY, USA, 2086–2091.
- DIFTLER, M., AMBROSE, R., TYREE, K., GOZA, S. et HUBER, E. (2004). A mobile autonomous humanoid assistant. *Proceedings - 4th IEEE/RAS International Conference on Humanoid Robots*. Piscataway, NJ, USA, vol. Vol. 1, 133–148.
- DOLLAR, A. et HOWE, R. (2005). Towards grasping in unstructured environments : grasper compliance and configuration optimization. *Advanced Robotics*, 19, 523–543.



- DORIA, M. et BIRGLEN, L. (2009). Design of an underactuated compliant gripper for surgery using nitinol. *Journal of Medical Devices*, 3, 011007 (7 pp.).
- FIGLIOLINI, G. et CECCARELLI, M. (2002). A novel articulated mechanism mimicking the motion of index fingers. *Robotica*, 20, 13–22.
- GOSSELIN, C. et LALIBERTÉ, T. (2010). Underactuated versatile gripper for the cleaning of nuclear sites. *2010 1st International Conference on Applied Robotics for the Power Industry (CARPI 2010)*. Piscataway, NJ, USA.
- GOSSELIN, C., PELLETIER, F. et LALIBERTÉ, T. (2008). An anthropomorphic underactuated robotic hand with 15 dofs and a single actuator. *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Pasadena, CA, USA, 749–754.
- GOSSELIN, C. M. et LALIBERTÉ, T. (1996). Underactuated mechanical finger with return actuation. US Patent 5,762,390.
- HIROSE, S. et UMETANI, Y. (1978). The development of soft gripper for the versatile robot hand. *Mechanism and Machine Theory*, 13, 351–359.
- KAMIKAWA, Y. et MAENO, T. (2008). Underactuated five-finger prosthetic hand inspired by grasping force distribution of humans. *Proceedings - 2008 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*. Nice, France, 717–722.
- KANEKO, M. et TANIE, K. (1990). Contact point detection for grasping of an unknown object using self-posture changeability (spc). *Proceedings - 1990 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Los Alamitos, CA, USA, 864–869.
- KHAKPOUR, H. et BIRGLEN, L. (2013). Numerical analysis of the grasp configuration of a planar 3-dof linkage-driven underactuated finger. *Journal of Computational and Nonlinear Dynamics*, 8, 8.
- KOTA, S., LU, K.-J., KREINER, Z., TREASE, B., ARENAS, J. et GEIGER, J. (2005). Design and application of compliant mechanisms for surgical tools. *Journal of biomechanical engineering*, 127, 981–989.
- KRAGTEN, G. A. et HERDER, J. L. (2010). The ability of underactuated hands to grasp and hold objects. *Mechanism and Machine Theory*, 45, 408–425.
- KRUT, S. (2005). A force-isotropic underactuated finger. *Proceedings - 2005 IEEE International Conference on Robotics and Automation*. Barcelona, Spain, 2314–2319.
- LALIBERTÉ, T. et GOSSELIN, C. (1998). Simulation and design of underactuated mechanical hands. *Mechanism and Machine Theory*, 33, 39–57.
- LALIBERTÉ, T. et GOSSELIN, C. (2003). Actuation system for highly underactuated gripping mechanism. US Patent 6,505,870.

- LAROUCHE, L.-A. et BIRGLEN, L. (2013). Assisted design of linkage-driven adaptive soft fingers. *Industrial Robot-an International Journal*, 40, 337–346.
- LOTTI, F. et VASSURA, G. (2002). A novel approach to mechanical design of articulated fingers for robotic hands. *Proceedings - 2002 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*. Lausanne, Switzerland, vol. 2, 1687–1692.
- MA, R. R., ODHNER, L. U. et DOLLAR, A. M. (2013). A modular, open-source 3d printed underactuated hand. *Robotics and Automation (ICRA), 2013 IEEE International Conference on*. IEEE, 2737–2743.
- OKADA, T. (1982). Computer control of multijointed finger system for precise object-handling. *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics*, 12, 289–299.
- SHIMOJIMA, H., YAMAMOTO, K. et KAWATIKA, K. (1987). A study of grippers with multiple degrees of mobility. *JSME international journal*, 30, 515–522.
- SIE, L. M. et GOSSELIN, C. M. (2002). Dynamic simulation and optimization of underactuated robotic fingers. *ASME 2002 International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference, IDETC/CIE2002*. Montreal, QC, Canada, vol. 5, 191–199.
- SPANJER, S. A., BALASUBRAMANIAN, R., HERDER, J. L. et DOLLAR, A. M. (2012a). Improved grasp robustness through variable transmission ratios in underactuated fingers. *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*. Vilamoura, Algarve, Portugal, 2289–2294.
- SPANJER, S. A. J., BALASUBRAMANIAN, R., DOLLAR, A. M. et HERDER, J. L. (2012b). Underactuated gripper that is able to convert from precision to power grasp by a variable transmission ratio. *Advances in Reconfigurable Mechanisms and Robots I*, 669–679.
- TOWNSEND, W. (2000). The barretthand grasper-programmably flexible part handling and assembly. *Industrial Robot : an international journal*, 27, 181–188.
- TUBIANA, R., THOMINE, J. et MACKIN, E. (1998). *Examination of the Hand and Wrist*. Taylor & Francis.
- YOSHIDA, K. et NAKANISHI, H. (2001). The tako (target collaborativize) flyer : a new concept for future satellite servicing. *i-SAIRAS : Int. Symposium on Artificial Intelligence, Robotics and Automation in Space*. 18–22.

# ANNEXE A ARTICLE 2: UNDERACTUATED FINGER CLOSING MOTION CONTROL USING DUAL DRIVE ACTUATION<sup>1</sup>

Proceedings of the ASME 2015 International Design Engineering Technical Conferences &  
Computers and Information in Engineering Conference  
IDETC/CIE 2015  
August 2-5, 2015, Boston, Massachusetts, USA

**DETC2015-46626**

## UNDERACTUATED FINGER CLOSING MOTION CONTROL USING DUAL DRIVE ACTUATION

**Jean-Michel Boucher**

Department of Mechanical Engineering,  
Polytechnique Montreal  
Montreal, Quebec, H3T 1J4  
Canada  
Email: jean-michel.boucher@polymtl.ca

**Lionel Birglen**

Department of Mechanical Engineering,  
Polytechnique Montreal  
Montreal, Quebec, H3T 1J4  
Canada  
Email: lionel.birglen@polymtl.ca

### ABSTRACT

*In this paper, a novel technique to prescribe and control the closing motion of a linkage-driven underactuated finger is presented. Since an underactuated, a.k.a self-adaptive, finger generally only has one actuator for a given number of degrees of freedom, its closing motion before making contact with an object is typically imposed by its mechanical design and cannot be changed once the finger is built. In the literature, several closing motions for underactuated fingers have been proposed each one having its own merits and in each case, associated to a particular mechanical layout. In this work, the authors propose a novel design of a partially compliant underactuated finger based on a dual drive actuation system where two motors, which can be used independently or in combination, move the finger. Each of these motors prescribes a different closing motion which has been selected amongst the most commonly found in the literature. In order to characterize the behavior and performances of this finger, a kinetostatic analysis is carried on and a lumped compliance model is developed. The geometry of the finger is then optimized using a genetic algorithm in order to achieve the desired kinematic motions.*

### INTRODUCTION

Robotic hands and grippers have been for a long time a challenging issue in robotics and a rising number of works focus on underactuated fingers. Their simplicity and mechanical

self-adaptivity led them to gain in popularity over time. Robotic fingers can be roughly divided in two main categories depending on the relative number of actuators with respect to the number of degrees of freedom (DOF), namely, fully actuated or underactuated. The first type relies on an equal number of actuators and DOF [1, 2]. Underactuated fingers on the other side have less actuators than DOF [3, 4]. Therefore, their kinematic is not fully constrained by the actuator(s) and this gives them the capability of adapting themselves to the object they grasp. To the advantage of having less actuators than their counterparts, underactuated fingers could also generally work with simpler control algorithms and do not need sensors. Cost and weight of self-adaptive hands are therefore typically smaller in comparison to fully and overactuated ones.

As mentioned in [5], if the only task that to be achieved is grasping, it should be possible with only one actuator. Most underactuated hands are designed in this fashion and therefore, there is generally only one actuator for a given number of DOF in an underactuated finger. The same reasoning also can be extended to underactuated hands (i.e. several fingers). The mechanism transferring the torque, or the force, of the actuator to each DOF at the output is referred to as the transmission mechanism. In other words, there is generally one actuator for one transmission mechanism for one function for a given number of DOF. The transmission mechanism is then optimized for a certain set of performance parameters. Therefore, the closing motion before making contact with an object is typically imposed by the

Copyright © 2015 by ASME

1. Notez qu'il y a une erreur dans l'équation (9). Le produit des deux visseurs devrait être égal à un scalaire qui correspond à la somme des trois éléments de la partie de droite de l'équation.

mechanical design and cannot be changed once the mechanism is built. A number of works have been conducted on the optimization of the closing motion before a contact with the object occurs and on the design of transmission mechanisms allowing passive reconfiguration for both pinch and enveloping grasp using one actuator. Generally, a closing motion where the distal phalanx is perpendicular to the palm before a contact is made with an object is preferred [6–11]. Notice that, if the first contact is not made with the distal phalanx, the fingers must still be able to reconfigure passively in an enveloping grasp.

Even if the previously cited designs can show great grasping performance and adaptability, there is no further control of the closing motion or the force ratios between the phalanges once the design is fixed. If multiple closing motions are desired before the contact is made with the object, a more complex design is necessary, and a minimum of two actuators is required. Moreover, it is shown in [12] that adding actuator(s) to a serial and linear underactuated chain of sliding masses can enhance its performance. There is no reason to think that a similar conclusion cannot be made for more complex mechanisms such as robotic fingers. A handful of designs which address a similar issue have already been proposed and tested. In [13], for instance, a tendon driven finger with a variable transmission ratio capable of converting from a precision to a power grasp is presented. The transmission ratio is altered by a second input, but this affects the equilibrium point on the distal phalanx rather than the behavior of the finger itself. In [14], a three DOF tendon actuated finger was presented using one, two and three actuators with different tendon routing. However, the chosen final design in this work was not underactuated. In [7], the fingers are actuated by pneumatic cylinders. Even though there are many cylinders, they are not independently controlled but passively and sequentially activated during the grasping sequence. To the best of the authors knowledge, no linkage-driven underactuated finger design using more than one actuator acting on all phalanges has never been presented.

Following the philosophy of one-task one-actuator, a novel design of a dual drive actuation system, where each actuator leads to a different closing motion using the same transmission mechanism, is presented. The objective is to accomplish a prescribed closing motion with a single actuator without the need of any position control relying on sensors, but only by increasing the torque input. In other words, given two actuators, one could choose between an equal number of different closing motions by simply activating one actuator or the other. For the design discussed in this paper, the actuation of the finger by one actuator lead to a closing motion referred to as a pinch grasp while the other leads to a power grasp.

The design chosen is a generalization to  $n$  phalanges of the two fingers referred by C612 and D1234 in [15]. Its architecture and most of its parameters and variables are shown on Fig. 1. The notation  $O_i$  is used to identify the center of a joint. Joints  $O_i$ , for

$i = 1, 2, \dots, n$ , are the phalanx joints. Torques  $T_i$  can be applied to the finger either through passive elements, such as springs or compliant joints, or from an actuator. The other links and joints in the figure constitute the transmission mechanism. Joints  $O_1$ ,  $O_a$  and  $O_b$  are fixed to the palm. The two last points are also assumed to host the two actuators used in this work, with  $T_a$  and  $T_b$  the respective actuation torques. The remaining joints  $O_c$ ,  $O_d$ ,  $O_e$  and  $O_f$  are passive and since no friction will be considered in this work, no torques will be applied at these points.

The contact force  $f_i$  comes from the contact on phalanx  $i$  with the object and is assumed perpendicular to the phalanx, again, there is no friction considered. The variable  $k_i$  designates the distance from  $O_i$  of the contact along the  $i^{th}$  phalanx.

## KINETOSTATIC ANALYSIS

As mentioned before, friction is neglected for all the following analysis, both at contact points and in the joints. This assumption might seem unrealistic, but the objective here is to develop a model to assist in finger design. Since a finger should perform in many environments, considering the worst conditions, i.e. zero friction at the contact points, appears conservative since it was shown in [5] to help stabilize the grasp. Moreover, friction adds a lot of complexity in the computation of the forces. Forces exerted by the phalanx are defined here as positive when they are pushing on the object. Negative forces correspond to a situation where the phalanx is pulling on the object, which is impossible in practice. The finger is therefore in an unstable configuration when there is at least one negative contact force and will either reconfigure itself until a static equilibrium is reached or lose the object [5].

As mentioned before, only the actuation torques are controlled. Since the actuators are meant to be used separately, input torques can be zero for one of the actuators. To allow further observations on the use of the two actuators in combination, the kinetostatic model shall compute the forces applied by the finger given any torque input. As presented in [16], the relationship between the input torques and the output contact forces can be obtained by calculating two matrices, namely the Transmission matrix  $\mathbf{T}$  and the grasp Jacobian matrix  $\mathbf{J}$ . The Transmission matrix, as will be defined in the subsequent section, is a function of the type of transmission mechanism and its geometrical configuration. The Jacobian matrix relates the forces applied by the finger to the torques at the base of each phalanx and is function of the angles between the latter and the location of the contact points. Therefore, the Jacobian matrix is actually the same for any finger, underactuated or not. The Transmission matrix is defined here similarly as in [17], which is the inverse of the matrix defined in [16]. Using the principle of virtual work, one can show that the forces applied by the finger on the object can be

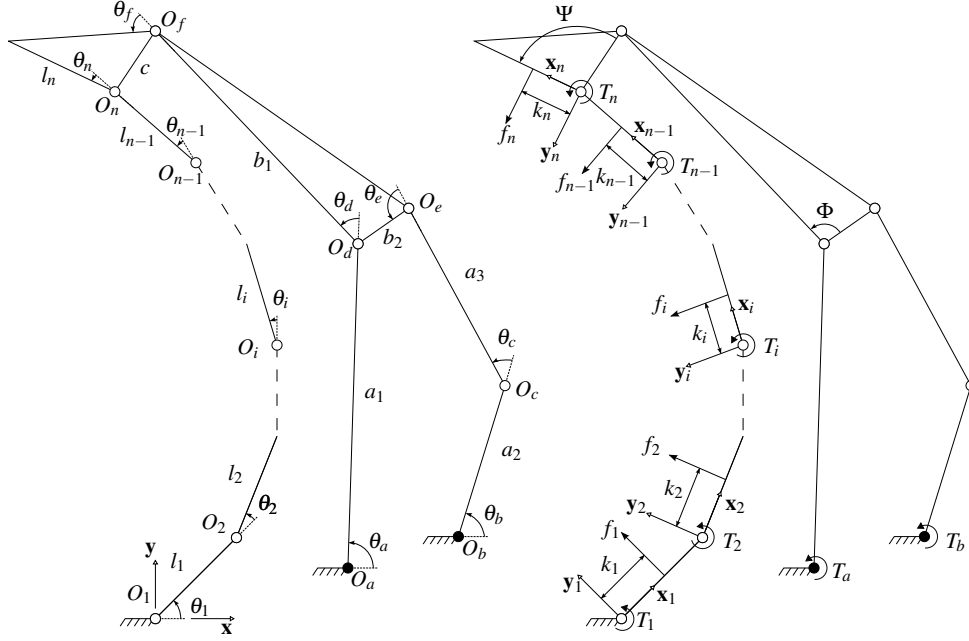


FIGURE 1. DUAL DRIVE ACTUATION FINGER GEOMETRY

computed as:

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{T}^T \mathbf{t}, \quad (1)$$

$$\mathbf{f} = \mathbf{J}^{-T} \boldsymbol{\tau}, \quad (2)$$

where  $\mathbf{f}$  is the vector of the contact forces applied by the finger,  $\boldsymbol{\tau}$  is the vector of the sum of all torques created by both the actuation and the passive elements at the base of each phalanx, and  $\mathbf{t}$  is the column vector of all joint torques. Namely:

$$\mathbf{t} = \begin{bmatrix} T_a \\ T_b \\ T_1 \\ T_2 \\ \vdots \\ T_n \end{bmatrix} \text{ and } \mathbf{f} = \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ \vdots \\ f_n \end{bmatrix}. \quad (3)$$

### Jacobian Matrix

Since the Jacobian matrix is the same for any finger, the authors refer the reader to [16] for the complete development. The

expression of the Jacobian matrix is:

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} k_1 & 0 & \cdots & 0 \\ \mathbf{r}_{12}^T \mathbf{x}_2 & k_2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \mathbf{r}_{1n}^T \mathbf{x}_n & \mathbf{r}_{2n}^T \mathbf{x}_n & \cdots & k_n \end{bmatrix}, \quad (4)$$

where:

$$\mathbf{r}_{ij}^T \mathbf{x}_j = k_j + \sum_{q=i}^{j-1} l_q \cos \left( \sum_{m=q+1}^j \theta_m \right), \quad i < j. \quad (5)$$

The vector  $\mathbf{r}_{ij}$  is defined from  $O_i$  to the contact location on the  $j^{th}$  phalanx,  $\mathbf{x}_j$  is the unit vector from  $O_j$  along the  $j^{th}$  phalanx,  $k_j$  is the distance from  $O_j$  to the contact on the  $j^{th}$  phalanx,  $l_q$  is the length of the  $q^{th}$  phalanx, and  $\theta_m$  is the angle of the  $m^{th}$  phalanx relative to  $(m-1)^{th}$  phalanx as shown in Fig. 1. One can notice that  $\mathbf{r}_{ii}^T \mathbf{x}_i = k_i$ .

### Transmission Matrix

The Transmission matrix relates the angular velocities corresponding to the torque generating elements to the phalanx an-

gular velocities, i.e:

$$\boldsymbol{\omega}_a = \mathbf{T}\dot{\boldsymbol{\theta}}, \quad (6)$$

$$\begin{bmatrix} \dot{\theta}_a \\ \dot{\theta}_b \\ \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_{a1} & X_{a2} & \cdots & X_{an} \\ X_{b1} & X_{b2} & \cdots & X_{bn} \\ 1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & 1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (7)$$

where  $\boldsymbol{\omega}_a$  is the vector of the joint velocities where a torque is applied and  $\dot{\boldsymbol{\theta}}$  is the vector of the phalanx angular velocities.

Since the finger has  $n$  DOF, no more than  $n$  angles are required to totally define its configuration and all angular velocities can thus be derived as functions of the phalanges.

In order to compute this matrix, planar screw theory will be used in this paper where  $\boldsymbol{\xi}_i$  is the twist of a body  $i$  and  $\boldsymbol{\zeta}_i$  is the wrench applied to this body, namely:

$$\boldsymbol{\xi}_i = \begin{bmatrix} \omega_i \\ v_i^x \\ v_i^y \\ v_i \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{\zeta}_i = \begin{bmatrix} f_i^x \\ f_i^y \\ \tau_i \end{bmatrix}, \quad (8)$$

where  $\omega_i$  is the angular velocity of the body while  $v_i^x$  and  $v_i^y$  are respectively the  $x$  and  $y$  components of the linear velocity. Similarly  $\tau_i$  is the torque applied to the body and  $f_i^x$  and  $f_i^y$  are the  $x$  and  $y$  components of the forces of the wrench. The reciprocal product then becomes:

$$\boldsymbol{\zeta}_i \circ \boldsymbol{\xi}_i = \begin{bmatrix} \tau_i \omega_i \\ f_i^x v_i^x \\ f_i^y v_i^y \\ f_i^y v_i^x - f_i^x v_i^y \end{bmatrix}. \quad (9)$$

A zero pitch twist normal to the plane XY representing the mobility of the joint  $i$  is:

$$\boldsymbol{\xi}_{0i} = \begin{bmatrix} 1 \\ -p_y \\ p_x \end{bmatrix}. \quad (10)$$

where  $\mathbf{p} = [p_x \ p_y]^T$  is the vector from  $O_i$  to the origin. Note that all the joints is this work are revolute. Similarly,  $\boldsymbol{\zeta}_{0i}$  is a zero pitch wrench representing a linear force in the plane XY:

$$\boldsymbol{\zeta}_{0i} = \begin{bmatrix} s_x \\ s_y \\ s_x p_y - s_y p_x \end{bmatrix} \quad (11)$$

where  $\mathbf{s} = [s_x \ s_y]^T$  is the unit vector defining its direction and  $\mathbf{p}$  is defined as before. The twist of the link  $a_1$  can be expressed as:

$$\boldsymbol{\xi}_{a_1} = \dot{\theta}_a \boldsymbol{\xi}_{0a} = \dot{\theta}_1 \boldsymbol{\xi}_{01} + \cdots + \dot{\theta}_n \boldsymbol{\xi}_{0n} + \dot{\theta}_f \boldsymbol{\xi}_{0f} + \dot{\theta}_d \boldsymbol{\xi}_{0d}. \quad (12)$$

One can also define the following three zero pitch wrenches:

$$\boldsymbol{\zeta}_{01}^{a_1} : \text{passing through } O_f \text{ and } O_d, \quad (13)$$

$$\boldsymbol{\zeta}_{02}^{a_1} : \text{passing through } O_a \text{ with } \mathbf{s} = [1 \ 0]^T, \quad (14)$$

$$\boldsymbol{\zeta}_{03}^{a_1} : \text{passing through } O_a \text{ with } \mathbf{s} = [0 \ 1]^T. \quad (15)$$

Note that the links  $a_2$  and  $a_3$  are not considered, since they constitute a chain RRR which does not constrain any movement in the plane (except in a singular configuration). Since  $\boldsymbol{\zeta}_{01}^{a_1}$  is reciprocal to  $\boldsymbol{\xi}_{0f}$  and  $\boldsymbol{\xi}_{0d}$  and  $\boldsymbol{\zeta}_{02}^{a_1}, \boldsymbol{\zeta}_{03}^{a_1}$  are both reciprocal to  $\boldsymbol{\xi}_{0a}$ , one can obtain the following system of equations:

$$\boldsymbol{\zeta}_{01}^{a_1} \circ \boldsymbol{\xi}_{a_1} = \boldsymbol{\zeta}_{01}^{a_1} \circ \dot{\theta}_1 \boldsymbol{\xi}_{01} + \cdots + \boldsymbol{\zeta}_{01}^{a_1} \circ \dot{\theta}_n \boldsymbol{\xi}_{0n}, \quad (16)$$

$$\boldsymbol{\zeta}_{02}^{a_1} \circ \boldsymbol{\xi}_{a_1} = 0, \quad (17)$$

$$\boldsymbol{\zeta}_{03}^{a_1} \circ \boldsymbol{\xi}_{a_1} = 0, \quad (18)$$

which can be rewritten and rearranged to obtain the twist  $\boldsymbol{\xi}_{a_1}$  of link  $a_1$ :

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{\zeta}_{01}^{a_1} \circ \\ \boldsymbol{\zeta}_{02}^{a_1} \circ \\ \boldsymbol{\zeta}_{03}^{a_1} \circ \end{bmatrix} \boldsymbol{\xi}_{a_1} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\zeta}_{01}^{a_1} \circ \boldsymbol{\xi}_{01} & \cdots & \boldsymbol{\zeta}_{01}^{a_1} \circ \boldsymbol{\xi}_{0n} \\ 0 & \cdots & 0 \\ 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (19)$$

$$\mathbf{B}_a \boldsymbol{\xi}_{a_1} = \mathbf{A}_a \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (20)$$

$$\boldsymbol{\xi}_{a_1} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_a \\ v_{ax} \\ v_{ay} \end{bmatrix} = \mathbf{B}_a^{-1} \mathbf{A}_a \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_a^{1T} \\ \mathbf{j}_a^{2T} \\ \mathbf{j}_a^{3T} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}. \quad (21)$$

One can notice that  $\mathbf{j}_a^2$  and  $\mathbf{j}_a^3$  would be zeros if computed relatively to  $O_a$  instead of the origin  $O_1$ . Since only the angular velocity in the latter equation is needed, one could compute  $\mathbf{B}_a^{-1} \mathbf{A}_a$  relatively to  $O_a$  to verify calculations. Similarly, one can show that the twist of the link  $a_2$  can be expressed as:

$$\boldsymbol{\xi}_{a_2} = \dot{\theta}_1 \boldsymbol{\xi}_{01} + \cdots + \dot{\theta}_n \boldsymbol{\xi}_{0n} + \dot{\theta}_f \boldsymbol{\xi}_{0f} + \dot{\theta}_e \boldsymbol{\xi}_{0e} + \dot{\theta}_c \boldsymbol{\xi}_{0c}, \quad (22)$$

$$\boldsymbol{\xi}_{a_2} = \dot{\theta}_a \boldsymbol{\xi}_{0a} + \dot{\theta}_d \boldsymbol{\xi}_{0d} + \dot{\theta}_e \boldsymbol{\xi}_{0e} + \dot{\theta}_c \boldsymbol{\xi}_{0c}, \quad (23)$$

$$\boldsymbol{\xi}_{a_2} = \dot{\theta}_b \boldsymbol{\xi}_{0b}. \quad (24)$$

From (22) and (23), one can show that:

$$\xi_{Te} = \dot{\theta}_1 \xi_{01} + \cdots + \dot{\theta}_n \xi_{0n} + \dot{\theta}_f \xi_{0f}, \quad (25)$$

$$\xi_{Te} = \dot{\theta}_a \xi_{0a} + \dot{\theta}_d \xi_{0d}, \quad (26)$$

where  $\xi_{Te}$  is the twist of the ternary link  $O_d O_e O_f$ . Following the same steps as for  $\xi_{a1}$ , one can obtain  $\xi_{Te}$  by defining the three zero pitch wrenches:

$$\zeta_{01}^{Te} : \text{passing through } O_f \text{ with } \mathbf{s} = [1 \ 0]^T, \quad (27)$$

$$\zeta_{02}^{Te} : \text{passing through } O_f \text{ with } \mathbf{s} = [0 \ 1]^T, \quad (28)$$

$$\zeta_{03}^{Te} : \text{passing through } O_a \text{ and } O_d. \quad (29)$$

And computing the reciprocal product with Eqs. (25) and (26) yields:

$$\zeta_{01}^{Te} \circ \xi_{Te} = \zeta_{01}^{Te} \circ \dot{\theta}_1 \xi_{01} + \cdots + \zeta_{01}^{Te} \circ \dot{\theta}_n \xi_{0n}, \quad (30)$$

$$\zeta_{02}^{Te} \circ \xi_{Te} = \zeta_{02}^{Te} \circ \dot{\theta}_1 \xi_{01} + \cdots + \zeta_{02}^{Te} \circ \dot{\theta}_n \xi_{0n}, \quad (31)$$

$$\zeta_{03}^{Te} \circ \xi_{Te} = 0. \quad (32)$$

Therefore, the final expression of  $\xi_{Te}$  is:

$$\xi_{Te} = \begin{bmatrix} \zeta_{01}^{Te} \\ \zeta_{02}^{Te} \\ \zeta_{03}^{Te} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \zeta_{01}^{Te} \circ \xi_{01} & \cdots & \zeta_{01}^{Te} \circ \xi_{0n} \\ \zeta_{02}^{Te} \circ \xi_{01} & \cdots & \zeta_{02}^{Te} \circ \xi_{0n} \\ 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (33)$$

$$\xi_{Te} = \mathbf{B}_{Te}^{-1} \mathbf{A}_{Te} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} = \mathbf{J}_{Te} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}. \quad (34)$$

Equations (22)-(24) can now be reduced to:

$$\xi_{a2} = \xi_{Te} + \dot{\theta}_e \xi_{0e} + \dot{\theta}_c \xi_{0c}, \quad (35)$$

$$\xi_{a2} = \dot{\theta}_b \xi_{0b}. \quad (36)$$

Again, by finding reciprocal wrenches, undesired angular velocities can be eliminated. In this case, the three wrenches are:

$$\zeta_{01}^{a2} : \text{passing through } O_e \text{ and } O_c, \quad (37)$$

$$\zeta_{02}^{a2} : \text{passing through } O_b \text{ with } \mathbf{s} = [1 \ 0]^T, \quad (38)$$

$$\zeta_{03}^{a2} : \text{passing through } O_b \text{ with } \mathbf{s} = [0 \ 1]^T. \quad (39)$$

Then, Eqs. (35) and (36) become:

$$\zeta_{01}^{a2} \circ \xi_{a2} = \zeta_{01}^{a2} \circ \xi_{Te} = \zeta_{01}^{a2} \circ \mathbf{J}_{Te} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (40)$$

$$\zeta_{02}^{a2} \circ \xi_{a2} = 0, \quad (41)$$

$$\zeta_{03}^{a2} \circ \xi_{a2} = 0, \quad (42)$$

which one can rewrite and rearrange to obtain the twist of the link  $a_2$ :

$$\begin{bmatrix} \zeta_{01}^{a2} \\ \zeta_{02}^{a2} \\ \zeta_{03}^{a2} \end{bmatrix} \xi_{a2} = \begin{bmatrix} \zeta_{01}^{a2} \circ \mathbf{J}_{Te} \\ \mathbf{0}_{1 \times n} \\ \mathbf{0}_{1 \times n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (43)$$

$$\text{i.e. } \mathbf{B}_b \xi_{a2} = \mathbf{A}_b \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}, \quad (44)$$

$$\xi_{a2} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_b \\ v_{bx} \\ v_{by} \end{bmatrix} = \mathbf{B}_b^{-1} \mathbf{A}_b \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_b^{1T} \\ \mathbf{j}_b^{2T} \\ \mathbf{j}_b^{3T} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \vdots \\ \dot{\theta}_n \end{bmatrix}. \quad (45)$$

As for  $\mathbf{j}_a^2$  and  $\mathbf{j}_a^3$  in Eq. (21),  $\mathbf{j}_b^2$  and  $\mathbf{j}_b^3$  would be null vectors if computed relatively to  $O_b$  instead of the origin  $O_1$ , and since only the angular velocity is needed, one could compute  $\mathbf{B}_b^{-1} \mathbf{A}_b$  relatively to  $O_b$  to verify calculations. From Eqs. (21) and (45), one obtains the relationship between  $[\dot{\theta}_1 \cdots \dot{\theta}_n]^T$  and  $[\dot{\theta}_a \ \dot{\theta}_b]^T$  and the Transmission matrix can be computed as:

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \mathbf{j}_a^{1T} \\ \mathbf{j}_b^{1T} \\ \mathbf{1}_{n \times n} \end{bmatrix} \quad (46)$$

It is worth mentioning that all force calculations were verified using free body diagrams of each links.

### Singularities

Since this is an underactuated mechanism, configurations in which it can move without rotating its actuators exist. Passive elements such as springs or compliant joints may be added to constrain the configuration of the finger before the contact with the object occurs. However, singular configurations in which the actuators cannot transfer torque to the phalanges are more problematic, and the workspace of the finger should be free of these.

In Equations (19) to (21), the relationship between the mobility of link  $a_1$ , and thus,  $\theta_a$ , and the phalanx angular velocities is given. If matrix  $\mathbf{B}_a$  is singular, an infinitesimal rotation  $\Delta\theta_a$  has no effect on the phalanx angular motion. This matrix is singular when wrenches  $\zeta_{01}^{a1}$ ,  $\zeta_{02}^{a1}$  and  $\zeta_{03}^{a1}$  are not linearly independent. Since these wrenches have zero pitch, this happens if they intersect at a common point. In other words,  $\mathbf{B}_a$  is singular if and only if points  $O_a$ ,  $O_d$  and  $O_f$  are aligned.

Using the same approach with  $\theta_b$  and using Equations (43) to (45), matrix  $\mathbf{B}_b$  is singular when points  $O_b$ ,  $O_c$  and  $O_e$  are aligned. In order to be able to compute the Transmission matrix  $\mathbf{T}$ , a third matrix needs to be inverted, namely  $\mathbf{B}_{Te}$ , in Equations (33) and (34). However, matrix  $\mathbf{B}_{Te}$  is singular in the same configuration as matrix  $\mathbf{B}_a$ , since wrenches  $\zeta_{01}^{Te}$ ,  $\zeta_{02}^{Te}$  and  $\zeta_{03}^{Te}$  used for its computation are also linearly dependent when points  $O_a$ ,  $O_d$  and  $O_f$  are aligned.

### THREE-PHALANX COMPLIANT FINGER

One shall notice that the undefined number of phalanges of the kinetostatic model offers great flexibility in terms of simulation. One could even use it as a pseudo-rigid-body model composed by as many rigid bodies as desired to simulate a finger not composed of discernible phalanges. In other words, to simulate a finger where all the phalanges, except the distal one, are replaced by a single high-compliance link. However, a simpler finger having only three phalanges connected together with identical compliant joints is considered thereafter. Assuming that the length of the hinges are negligible compared to the sizes of the phalanges, these compliant hinges can be approximated by a rotational spring of stiffness  $K$  between each phalanx. This stiffness can be computed from theoretical calculations using the geometry of the hinge [18], but for the sake of simplicity, a simple value of  $K = 1\text{Nm/rad}$  will be considered from here as an example. Since the joints are assumed identical, the numerical value of their stiffness would only act as a scaling factor compared to the actuation torques and the closing motion or the force repartition would not be affected otherwise. Thereupon, defining  $\theta_i$  as the angle of the  $i^{\text{th}}$  joint at rest, the torque vector then becomes:

$$\mathbf{t} = \begin{bmatrix} T_a \\ T_b \\ -K(\theta_1 - \theta_{01}) \\ -K(\theta_2 - \theta_{02}) \\ -K(\theta_2 - \theta_{01}) \end{bmatrix}. \quad (47)$$

To simulate the closing motion of the finger prior to the contact with an object, the equilibrium position can be determined numerically using the same method as in [17]. Since there is no contact forces, the resulting torques on the phalanges from the compliant joints and the actuation torques are given by equation

(1). The equilibrium configuration can be found iteratively by computing:

$$\theta_i^j = \frac{(2 + h_i)\theta_i^{j-1} - \theta_i^{j-2} + w_i\tau_i}{1 + h_i} \quad (48)$$

until the resulting torques  $\tau_i$  are zero. In Eq. (48),  $\theta_i^j$  is the current angle of the  $i^{\text{th}}$  phalanx,  $\theta_i^{j-1}$  and  $\theta_i^{j-2}$  are the same angle at the two previous steps of the algorithm,  $h_i$  and  $w_i$  are two constants that can be adjusted to ensure numerical stability.

Simulation could then be run showing that a design such as the one presented in Fig. 2 present two different closing motions depending on which actuator is exerting torque. If  $T_a$  is actuated, the finger has an enveloping closing motion, while torque  $T_b$  tends to close the finger while keeping the distal phalanx at a small angle. Optimizing the geometry to minimize the deviation of the distal phalanx from the normal to the palm, i.e. the y axis, will easily lead to a pinch grasp preshaping motion.

### OPTIMIZATION AND RESULTS

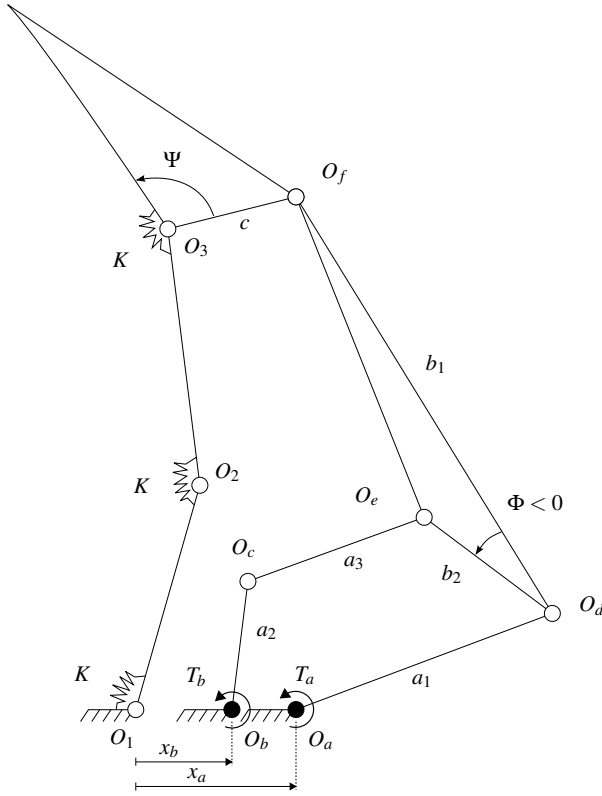
Since the geometry of the finger is relatively complex, an optimization will be conducted on a reduced number of parameters. It is noticed that the mechanism is similar to a S-class finger [15, 17] when considering torque  $T_a$ , only the part of the mechanism which is different in comparison with this S-class architecture will be optimized. The geometry of the latter being chosen for good grasp performance using  $T_a$ . Fixed and variable parameters are illustrated in Table 1 and Fig. 2. The mechanism behavior being highly nonlinear, a genetic algorithm from a commercial computation software is used for the optimization. The result of this optimization is then followed by a gradient descent in order to fine tune the solution.

The fitness function used for the optimization is a minimization of the difference between the angle of the distal phalanx and the normal axis to the palm, namely the y-axis, i.e.:

$$p = \frac{\int_w (\sum_{i=1}^3 \theta_i - \pi/2)^2 dw}{\int dw} \quad (49)$$

where  $w$  is the workspace considered. The results of the optimization for the variable parameters are shown in Table 2. The two resulting motions obtained from either  $T_a$  or  $T_b$  are shown in Figs. 3 and 4. The closing motions are definitively different. One can notice that actuating the finger with  $T_b$  leads to a pinching grasp preshaping, while actuating with  $T_a$  leads to a more enveloping preshaping. In Fig. 5, one can see the angle of the





**FIGURE 2.** THREE DOF COMPLIANT FINGER WITH TWO ACTUATORS

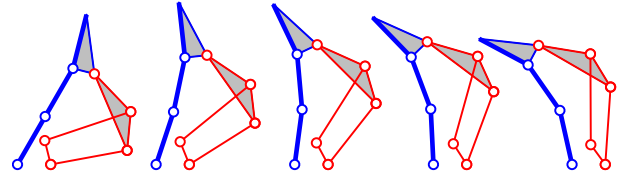
distal phalanx relative to the y-axis, namely:

$$\theta_3^* = \sum_{i=1}^3 \theta_i - \pi/2 \quad (50)$$

as a function of the actuation torque. In this last figure, one can see that the distal phalanx start from its angle at rest and as torque  $T_b$  increases, the angle diminishes until reaching its desired value of zero. However, the force capabilities of the finger when using actuator  $T_b$  for a pinch grasp are actually rather limited as one could verify using the results obtained in the first part of the paper. In fact, there is a compromise between a good preshaping motion and good force capabilities. The result here is that the distal phalanx will tend to open when making contact with an object if more torque is exerted by the actuator. This problem is often avoided with the use of mechanical limits. Nevertheless, if a small change from the exact orientation desired for pinch

**TABLE 1.** OPTIMIZATION PARAMETERS

Parameter	Value
$L_{1,2,3}$	40.0 mm
$a_1$	56.0 mm
$a_2$	variable
$a_3$	variable
$b_1$	60.0 mm
$b_2$	variable
$c$	16.0 mm
$x_a$	24.0 mm
$x_b$	variable
$\Psi$	$\pi/2$ rad
$\Phi$	variable
$\theta_0$	$[\pi/3, 0, \text{variable}]$



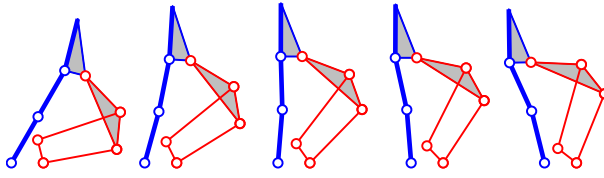
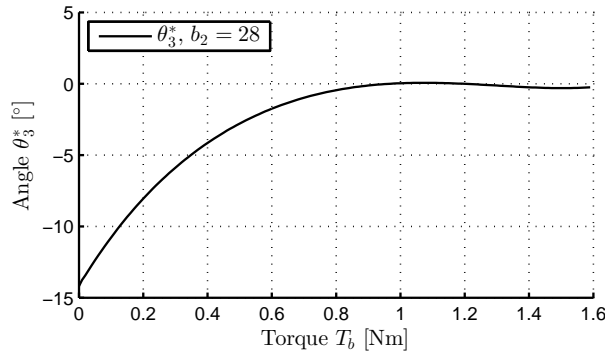
**FIGURE 3.** ENVELOPING CLOSING MOTION FROM ACTUATION TORQUE  $T_a$

preshaping is acceptable, the geometry can also be modified to obtain significant better force capabilities. An example of the closing motion with a circular object is shown on Fig. 6 with a modified parameter  $b_2 = 24$  mm. In Fig. 7, one can see the force exerted by the distal phalanx and its angle relative to the y-axis,  $\theta_3^*$ , as functions of the actuation torque. One can see that the force exerted by the distal phalanx is null at the beginning of the closing motion, i.e. before the phalanx makes contact with the object. Until this moment, the finger configuration is entirely determined by its design, and hence, one can see that the unmodified design keeps the distal phalanx at a smaller angle with the normal of the palm. Once the contact is made, the phalanx tends to open as the force applied on the object increases. One can see the gain in force capabilities of the modified design, as it apply larger forces for less deviation of the phalanx angle.

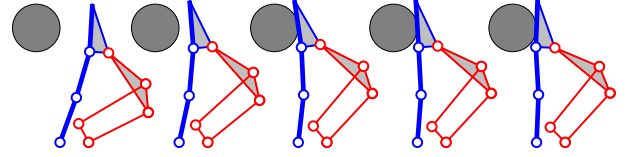
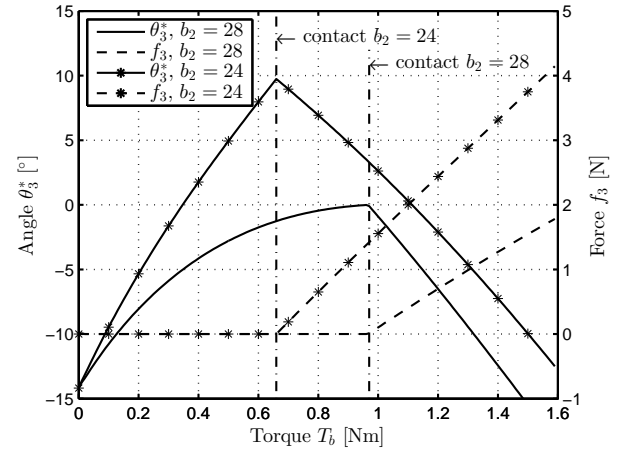
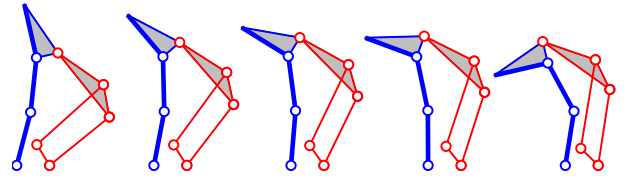
In this paper, the objective was to design an underactuated

**TABLE 2.** OPTIMIZATION RESULTS

Parameter	Value
$a_2$	17.7 mm
$a_3$	65.4 mm
$b_2$	28.0 mm
$x_b$	24.0 mm
$\Phi$	0.50 rad
$\theta_{0_3}$	0.28 rad

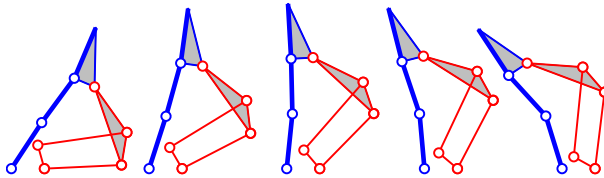
**FIGURE 4.** PINCHING CLOSING MOTION FROM ACTUATION TORQUE  $T_b$ **FIGURE 5.** DISTAL PHALANX ANGLE DURING PINCHING CLOSING MOTION (WITHOUT OBJECT)

finger with two distinct closing motions each corresponding to the driving of one or the other of its two actuators. However, it is possible to combine both actuators. One could find the optimal values of the actuation torques  $T_a$  and  $T_b$  to optimize grasping performance or perform gestures. For example, in Figs. 8 and 9 two combinations of actuation torques show very different resulting motion of the finger. In Fig. 8, actuation torques vary linearly from  $\{T_a; T_b\} = \{0.2; 0.0\}$  to  $\{T_a; T_b\} = \{3.2; -6\}$ . In Fig. 9,

**FIGURE 6.** PINCH GRASP CLOSING MOTION ON A CIRCULAR OBJECT,  $b_2 = 24$  mm**FIGURE 7.** PINCH GRASP PERFORMANCE WITH A CIRCULAR OBJECT**FIGURE 8.** RESULTING MOTION FROM A COMBINATION OF ACTUATION TORQUES  $\{T_a; T_b\} = \{0.2; 0.0\}$  to  $\{3.2; -6\}$ 

actuation torques vary linearly from  $\{T_a; T_b\} = \{-0.1; 0.1\}$  to  $\{T_a; T_b\} = \{-0.1; 1.7\}$ .

In Fig. 10, one can see a prototype of the optimized design. Rapid prototyping has been used for rigid links and compliant joints are made from urethane rubber.



**FIGURE 9.** RESULTING MOTION FROM A COMBINATION OF ACTUATION TORQUES  $\{T_a; T_b\} = \{-0.1; 0.1\}$  to  $\{-0.1; 1.7\}$



**FIGURE 10.** UNDERACTUATED FINGER PROTOTYPE

## CONCLUSION

In this paper, a novel design of underactuated finger using two actuators as been proposed. It is part of an undergoing work to enhance the performance and the versatility of underactuated hands. Since most of underactuated hands and fingers do not use more than one actuator on a single transmission mechanism, there is no further control on the behavior of the finger once the mechanism is built. This issue was directly address in this paper. The proposed finger design is able to adopt two different closing motion before touching an object, by using two actuators. Moreover, these actuators can be used in combination to obtain a variety of behaviors and get even more control on the motion of the finger. The use of dual drive fingers lead also to manipulation capabilities which is certainly worth attention.

## REFERENCES

- [1] Okada, T., 1982. "Computer control of multijointed finger system for precise object-handling". *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics*, **SMC-12**(3), pp. 289 – 299.
- [2] Gazeau, J., Zehloul, S., Arsicault, M., and Lallemand, J., 2001. "The lms hand: force and position controls in the aim of the fine manipulation of objects". In Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation, Vol. vol.3, pp. 2642 – 2648.
- [3] Hirose, S., and Umetani, Y., 1978. "The development of soft gripper for the versatile robot hand". *Mechanism and Machine Theory*, **13**(3), pp. 351 – 359.
- [4] Laliberté, T., and Gosselin, C., 2003. Actuation system for highly underactuated gripping mechanism, Jan. 14. US Patent 6,505,870.
- [5] Birglen, L., Laliberté, T., and Gosselin, C., 2008. *Under-actuated Robotic Hands*, Vol. 40 of *Springer Tracts in Advanced Robotics*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- [6] Birglen, L., and Herbecq, F., 2009. "Self-adaptive compliant grippers capable of pinch preshaping". In Proceedings of the ASME Design Engineering Technical Conference, Vol. 7, pp. 249 – 257.
- [7] Begoc, V., Krut, S., Dombre, E., Durand, C., and Pierrot, F., 2007. "Mechanical design of a new pneumatically driven underactuated hand". In Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp. 927 – 933.
- [8] Bartholet, S., 1992. Reconfigurable end effector, Apr. 28. US Patent 5,108,140.
- [9] Gosselin, C. M., and Laliberté, T., 1998. Underactuated mechanical finger with return actuation, June 9. US Patent 5,762,390.
- [10] Ciocarlie, M., Hicks, F. M., Holmberg, R., Hawke, J., Schlicht, M., Gee, J., Stanford, S., and Bahadur, R., 2014. "The velo gripper: A versatile single-actuator design for enveloping, parallel and fingertip grasps". *International Journal of Robotics Research*, **33**(5), pp. 753 – 767.
- [11] Birglen, L., 2011. "The kinematic preshaping of triggered self-adaptive linkage-driven robotic fingers". *MECHANICAL SCIENCES*, **2**(1), pp. 41–49.
- [12] Balasubramanian, R., and Dollar, A. M., 2011. "Performance of serial underactuated mechanisms: Number of degrees of freedom and actuators". In Proceedings - IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems, pp. 1823 – 1829.
- [13] Spanjer, S. A., Balasubramanian, R., Dollar, A. M., and Herder, J., 2012. "Underactuated gripper that is able to convert from precision to power grasp by a variable transmission ratio". In *Advances in Reconfigurable Mechanisms and Robots I*, J. S. Dai, M. Zoppi, and X. Kong, eds. Springer London, pp. 669–679.
- [14] Lotti, F., and Vassura, G., 2002. "A novel approach to mechanical design of articulated fingers for robotic hands". In

- Proceedings - IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems, Vol. 2, pp. 1687 – 1692.
- [15] Birglen, L., 2009. “Type synthesis of linkage-driven self-adaptive fingers”. *Journal of Mechanisms and Robotics-Transactions of the Asme*, **1**(2), p. 9.
  - [16] Birglen, L., and Gosselin, C. M., 2004. “Kinetostatic analysis of underactuated fingers”. *Ieee Transactions on Robotics and Automation*, **20**(2), pp. 211–221.
  - [17] Khakpour, H., and Birglen, L., 2013. “Numerical analysis of the grasp configuration of a planar 3-dof linkage-driven underactuated finger”. *Journal of Computational and Non-linear Dynamics*, **8**(2), p. 8.
  - [18] Howell, L., and Midha, A., 1994. “A method for the design of compliant mechanisms with small-length flexural pivots”. *Journal of Mechanical Design*, **116**(1), MAR, pp. 280–290.