

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

DÉVELOPPEMENT D'UN PROCÉDÉ AUTOMATISÉ POUR LA MISE EN FORME DE
PRÉFORMES TEXTILES POUR LES MATÉRIAUX COMPOSITES

PIERRE-OLIVIER DUBOIS
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

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

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

DÉVELOPPEMENT D'UN PROCÉDÉ AUTOMATISÉ POUR LA MISE EN FORME DE
PRÉFORMES TEXTILES POUR LES MATÉRIAUX COMPOSITES

présenté par : DUBOIS Pierre-Olivier

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

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

M. BARON Luc, Ph. D., président

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

M. LABERGE LEBEL Louis, Ph. D., membre

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier mon superviseur en entreprise, Jonathan Lévesque, pour sa confiance et son support tout au long de la réalisation de ce projet. Ensuite, j'aimerais remercier mon directeur de recherche, Lionel Birglen, pour son aide et la rigueur professionnelle qu'il m'a transmise. De plus, je me dois d'exprimer ma gratitude à ma femme, Vanessa Salicco, pour m'avoir supporté dans les meilleurs et pires moments des deux dernières années. Également, je ne peux oublier les membres du laboratoire des textiles 3D du Groupe CTT, c'est-à-dire Thibaut Buns, Michel (Mike) Beauregard, Pierre Comtois et Philippe Monnot. Sans vous, l'expérience de travail n'aurait jamais été la même.

Enfin, je tiens à remercier le Groupe CTT (GCTTG), le Fonds de recherche du Québec - Nature et technologies (FRQNT) ainsi que le Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG) pour avoir financé mes travaux de recherche dans le cadre du Programme de bourses en milieu pratique (BMP Innovation).

Sincèrement, merci à tous et à toutes pour ces dernières années qui furent pour moi très enrichissantes.

RÉSUMÉ

Les matériaux composites sont de plus en plus présents dans les domaines de hautes performances tels que l'automobile et l'aéronautique. Depuis quelques années, les procédés de fabrication de composites à base de fibre de carbone se tournent de plus en plus vers l'utilisation de préformes textile. Ces dernières permettent de diminuer drastiquement le temps de production des pièces en composites. Cependant, la fabrication des préformes textiles souffre de plusieurs problèmes, entre autres, beaucoup d'opérations sont faites à la main et induisent ainsi de très long cycles de fabrication en plus de défauts dans le produit final. Le projet présenté par ce mémoire expose une solution robotique pour la fabrication des préformes textiles des matériaux composites à base de fibres de carbone (*CFRP*) telle que développée au Groupe CTT (GCTTG). En effet, l'hypothèse ici posée est que l'automatisation d'un tel procédé permet de réduire le temps de fabrication des préformes textiles en plus d'augmenter leur qualité. Plus en détail, les objectifs spécifiques sont d'optimiser les opérations de découpe, d'automatiser la manipulation des tissus et le changement des gabarits d'assemblage à l'aide d'un robot sériel industriel, à savoir un *Kuka KR-100*.

Pour résoudre les problèmes liés à chaque opération du procédé (découpe, manipulation et assemblage), des solutions sont proposées. Tout d'abord, trois améliorations sont présentées pour résoudre les problèmes liés à la découpe : l'identification des meilleurs paramètres, le développement d'une nouvelle technique de découpe, et l'estimation de la pose optimale du robot. Puis, pour résoudre les problèmes liés à l'assemblage, une technique de calibration sans contact pour les repères de base est présentée. Enfin, la conception d'un outil pour la manipulation automatisée des préformes textiles est présentée sur la base d'un nouveau mécanisme possédant une capacité d'adaptation de forme à l'aide d'articulations passives compliantes. Les résultats expérimentaux démontrent qu'il est possible de diminuer la durée totale des opérations de fabrication de préforme textiles par rapport au procédé antérieurement fait à la main.

Le type de mémoire choisi pour ce projet de recherche est par article. Le centre de ce travail est un article rédigé pour le *Journal aéronautique et spatial du Canada (Canadian Aeronautics and Space Journal (CASJ))*, intitulé *Optimization of a Robotic Textile Preform Manufacturing Process for carbon fiber reinforced plastic (CFRP)*. Pour introduire cet article, une revue de littérature critique ainsi que la démarche générale du projet est présentées. Ensuite, certains aspects méthodologiques et résultats complémentaires sont élaborés pour compléter l'article. Finalement, une discussion générale et une conclusion terminent le mémoire.

ABSTRACT

Composite materials are increasingly present in areas of high performance such as automotive and aerospace. Recently the Carbon Fiber Reinforced Plastic (*CFRP*) manufacturing processes are turning more and more towards the use of textile preforms. Indeed, they allow to drastically reduce the time of production of composite parts. However, the manufacture of textile preforms suffer from several problems. Among these, many operations are made by hand and thus induce very long production cycle in addition to some defect in the final product. The project presented by this dissertation presents a robotic solution for the manufacturing of textile preforms of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) as developed at CTT Group (GCTTG). Indeed, the assumption is made here that automation of such a process reduces the textile preform manufacturing time in addition to increasing their quality. In more detail, the specific objectives are to optimize the cutting, automate the handling of the fabric, and the changing of the jigs using an industrial serial robot, namely a *Kuka KR-100*. To solve the issues related to each of the process operations (cutting, handling and assembly), solutions are proposed in this dissertation. First, three improvements are presented which solve the problems related to the cuts: the best practice cutting parameter identification, the development of a novel cutting technique, and the estimation of the optimal robot pose. Then, to solve the issues related to assembly, a contactless base frame calibration technique is presented. Finally, the design of a tool for textile handling is also presented based on a novel mechanism using passive compliant shape adaptation. Experimental results demonstrate that it is possible to decrease the total duration of the textile preform fabrication operations compared to the process previously done by hand.

The dissertation type chosen for this research project is by article. Therefore, the center of this work is an article written for the Canadian Aeronautics and Space Journal (CASJ) title *Optimization of a Robotic Textile Preform Manufacturing Process for carbon fiber reinforced plastic (CFRP)*. To introduce this article, a literature review and the general approach of this project is presented. Then, some methodological aspects and complementary results are elaborated to complet the article. Finally, a general discussion and a conclusion complete the dissertation.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	iii
RÉSUMÉ	iv
ABSTRACT	v
TABLE DES MATIÈRES	vi
LISTE DES TABLEAUX	ix
LISTE DES FIGURES	x
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	xii
LISTE DES ANNEXES	xiii
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Définitions et concepts de base	1
1.1.1 Textile et composite	1
1.1.2 Robotique	6
1.2 Éléments de la problématique	12
1.2.1 Contexte	12
1.2.2 Problèmes de découpe	13
1.2.3 Problèmes de manipulation	14
1.2.4 Problèmes d’assemblage	14
1.3 Objectifs de recherche	14
1.4 Plan du mémoire	15
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	16
2.1 Robotique	16
2.1.1 Logiciel de simulation	16
2.1.2 Indices de performance cinématique	17
2.2 Manipulation automatisée de tissus	20
2.2.1 Préhenseur de tissus	20
2.2.2 Outils de manipulation de tissus	23
2.3 Calibration de repère	26

2.3.1	Mesure de position	27
2.3.2	Méthodes de calibration	28
CHAPITRE 3	DÉMARCHE DE L'ENSEMBLE DU TRAVAIL DE RECHERCHE .	31
CHAPITRE 4	ARTICLE 1 : OPTIMIZATION OF A ROBOTIC TEXTILE PREFORM MANUFACTURING PROCESS OF CARBON FIBER REINFORCED PLASTIC (<i>CFRP</i>)	33
4.1	Abstract	33
4.2	Résumé	33
4.3	Introduction	34
4.3.1	Context	34
4.3.2	Textile Preform Manufacturing Process	35
4.3.3	Methodology	36
4.4	Cutting Optimization	37
4.4.1	Current issues	37
4.4.2	Best cutting parameters identification	39
4.4.3	Cutting technique	41
4.4.4	Optimal robot pose	42
4.5	Contactless calibration	47
4.5.1	Position computation	48
4.5.2	Estimation of the circle center	48
4.5.3	Frame estimation	48
4.5.4	Experimental results	50
4.6	Textile handling tool	50
4.6.1	Results	51
4.7	Conclusion	53
CHAPITRE 5	ASPECTS MÉTHODOLOGIQUES ET RÉSULTATS COMPLÉMEN- TAIRES	54
5.1	Position du rail optimisant l'indice de performance cinématique	54
5.2	Implémentation dans Robotmaster	56
5.3	Algorithmes de mesure	58
CHAPITRE 6	DISCUSSION GÉNÉRALE ET AMÉLIORATIONS FUTURES . . .	64
6.1	Découpe ultrasonique	64
6.2	Manipulation automatisée de tissus	64

6.3 Calibration sans contact de repère de base	65
CHAPITRE 7 CONCLUSION	67
7.1 Limitations de la solution proposée	68
7.2 Recommandations	68
RÉFÉRENCES	69
ANNEXES	73

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1	Récapitulatif des avantages et inconvénients des préhenseurs communs.	21
Table 4.1	Accuracy of the calibration using 24 points.	50

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Exemples de tissus 2D.	2
Figure 1.2	Orientation de la chaîne et de la trame.	3
Figure 1.3	Paramètres pour le calcul de l'embuvage.	3
Figure 1.4	Différences entre les tissus 2D et 3D.	4
Figure 1.5	Diagramme de sélection du procédé de fabrication d'une pièce en composite (tiré de Rosato et Rosato (2005))	5
Figure 1.6	Exemple de pièce en composites à base de fibres de carbone avec une préforme faite au GCTTG.	5
Figure 1.7	<i>Le laboratoire des textiles 3D</i> du GCTTG.	6
Figure 1.8	Vecteurs utilisés lors des transformations homogènes.	7
Figure 1.9	Repère typique des robots industriels.	9
Figure 1.10	Articulation du robot Kuka KR-100.	10
Figure 1.11	Procédé de fabrication des préformes textiles et ses lacunes.	13
Figure 2.1	Création de trajectoires pour la découpe ultrasonique avec <i>Mastercam</i>	16
Figure 2.2	Mode de définition de la valeur normale du rail.	17
Figure 2.3	Exemple d'optimisation pour une redondance fonctionnelle avec <i>Robotmaster</i> (adaptée de Jabez-Technologies (2015)).	18
Figure 2.4	Exemples de préhenseurs communs.	21
Figure 2.5	Fonctionnement des préhenseurs communs.	22
Figure 2.6	Illustration de l'outil de manipulation (adapté de Molfino <i>et al.</i> (2004)).	24
Figure 2.7	Exemples de formes manipulées (tiré de Molfino <i>et al.</i> (2004)).	24
Figure 2.8	Illustration de l'outil de manipulation (adapté de Reinhart et Straßer (2011)).	25
Figure 2.9	Outil de manipulation présenté par Apmann (2009)	26
Figure 2.10	Outil de manipulation de tissus pour moules concaves et convexes (adapté de Kordi <i>et al.</i> (2007a)).	27
Figure 2.11	Triangulation par laser.	28
Figure 2.12	Positions à mesurer pour la méthode traditionnelle (adapté de KUKA (2010)).	29
Figure 2.13	Illustration de l'équipement nécessaire à la calibration (adapté de Mei <i>et al.</i> (2015)). Notez que la photo de gauche est inversée, car c'est ainsi qu'elle est présentée dans le document original.	30

Figure 4.1	<i>GCTTG's</i> 3D Textiles Laboratory layout (1: rail, 2: robot, 3: tool table, 4: cutting area, 5: assembly area, 6: radial braiding area, 7: overall reachable workspace).	35
Figure 4.2	Illustration of the principal cutting directions.	38
Figure 4.3	Forces on the fabric during $0^\circ/90^\circ$ angle cuts.	39
Figure 4.4	Forces on the fabric during $\pm 45^\circ$ angle cuts.	40
Figure 4.5	Cutting parameters.	41
Figure 4.6	Illustration of the proposed novel cutting technique.	42
Figure 4.7	Fitness function S	44
Figure 4.8	Condition number as a function of the cutting angle ϕ for $\alpha = 20^\circ$	44
Figure 4.9	Rail velocity as a function of θ_1 and ϕ for $v = 1.0 \text{ m/s}$	46
Figure 4.10	First joint velocity as a function of θ_1 and ϕ for $v = 1.0 \text{ m/s}$	46
Figure 4.11	Target positioning.	47
Figure 4.12	Kinematic description of the two leg types.	51
Figure 4.13	Pneumatic scheme.	52
Figure 4.14	Illustration of the textile handling tool.	52
Figure 4.15	Illustration of a fabric layer separation sequence.	53
Figure 5.1	Position du poignet sphérique et du rail (vue de dessus).	55
Figure 5.2	Dimensions utilisées lors de la découpe.	56
Figure 5.3	$\kappa(\mathbf{J})$ pour les trois méthodes (fixe, variable, optimale).	57
Figure 5.4	Plages de mesures du capteur <i>Keyence IL-100</i>	58
Figure 5.5	Trajectoires générées par l'algorithme de détection d'arête vive.	59
Figure 5.6	Dépassement de l'arête d'une cible.	60
Figure 5.7	Points mesurés.	61
Figure 5.8	Centres estimés.	62
Figure 5.9	Erreur absolue.	62
Figure 5.10	Axes majeur et mineur de l'ellipse mesurée.	63
Figure 6.1	Points à mesurer pour la nouvelle méthode de calibration proposée.	66

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

<i>CASJ</i>	<i>Canadian Aeronautics and Space Journal</i>
CCTT	centre collégial de transfert de technologie
<i>CFRP</i>	<i>carbon fiber reinforced plastic</i>
<i>CMOS</i>	<i>complementary metal oxide semi-conductor</i>
DDL	degré de liberté
GCTTG	Groupe CTT
MMC	machines à mesurer les coordonnées
<i>NCS</i>	<i>non-crimp structure</i>

LISTE DES ANNEXES

Annexe A	ARTICLE 2 : ANALYSIS AND DESIGN OF A REMOTE CENTER COMPLIANCE UNIVERSAL JOINT	73
----------	---	----

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Le Groupe CTT (GCTTG)¹ est un centre collégial de transfert de technologie (CCTT) affilié au Cégep de St-Hyacinthe. Ce centre se spécialise dans l'expérimentation et la recherche sur les textiles dans le but d'assurer que l'expertise dans ce domaine s'agrandisse et soit transmise à l'industrie canadienne. Dans cette optique, le GCTTG est de plus en plus appelé à travailler sur des projets de recherche et développement appliqués. En effet, comme l'industrie canadienne du textile cherche à se démarquer par rapport à la compétition internationale, on essaie de dépasser les connaissances de base en innovant grâce à de nouvelles technologies (GCTTG (2013)). Ces projets touchent plusieurs divisions du textile tels que les textiles intelligents, techniques ainsi que géosynthétiques. Le projet présenté par ce mémoire est, plus précisément, dans le domaine des textiles techniques tridimensionnels pour la fabrication des matériaux composites. Pour faire face à la demande dans ce domaine, le GCTTG a mis sur place depuis l'an 2010 *le laboratoire des textiles 3D*. Ce laboratoire regroupe l'expertise des chercheurs du GCTTG ainsi que de la machinerie textile unique, développée pour la fabrication de textile tridimensionnel. Entre autres, ce laboratoire possède une cellule robotique pour la fabrication de préformes textiles tridimensionnelles en fibres de carbone. Cette cellule est l'objet principal de ce mémoire.

1.1 Définitions et concepts de base

Cette section présente des définitions et concepts de base nécessaires à la compréhension de ce mémoire. En effet, comme ce travail se focalise sur la robotique et les textiles, certains aspects de ces domaines doivent être explicités.

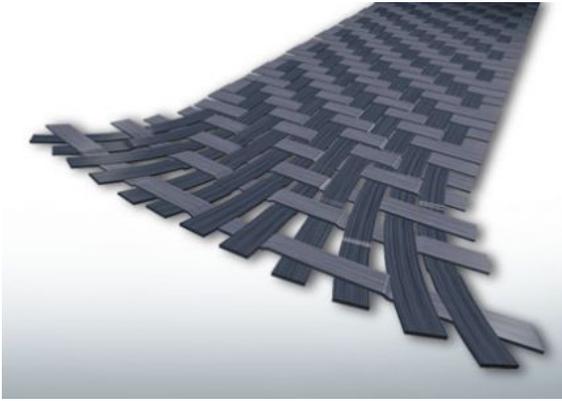
1.1.1 Textile et composite

Textile bidimensionnel (2D)

Il existe plusieurs méthodes de fabrication de textile 2D, notamment le tissage, le tressage, le tricot et le non-tissage. La figure 1.1 illustre des exemples de textile 2D. Dans le cadre de ce mémoire, seuls les textiles 2D tissés (tissus) seront considérés. Un tissu est un entrelacement de fils; les fils dans la direction du tissage (0°) sont nommés chaîne, alors que ceux dans la direction perpendiculaire (90°) sont nommés trame. Les directions de chaîne et de trame sont

1. GCTTG est l'acronyme officiellement utilisé par le Groupe CTT. C'est la combinaison entre les acronymes de Groupe CTT et *CTT Group*

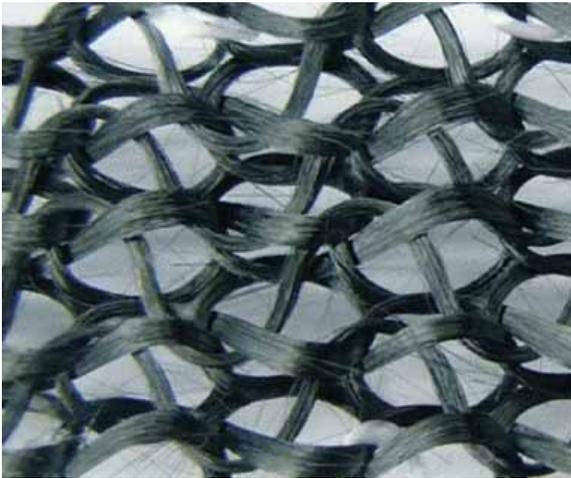
illustrées à la figure 1.2. Chaque fil utilisé pour former un tissu est quant à lui composé d'une multitude de fibres (ou brins). Il existe également une grande variété de fils, mais dans le cas de ce projet, on utilisera des tissus formés de fils variant entre 1K et 12K (respectivement 1000 et 12000 fibres). Un tissu ayant une superficie de 1 m^2 créée à l'aide de fils 3K avec une densité de 5.1 fils/cm en trame et en chaîne aurait donc environ 3.06 millions de fibres.



(a) Tissage (Tiré de Inspire (2015)).



(b) Tressage (Tiré de FiberGlassShop (2015)).



(c) Tricot (Tiré de Heiss *et al.* (2015)).



(d) Non-tissage (Tiré de ACP (2015)).

Figure 1.1 Exemples de tissus 2D.

Finalement, un dernier élément important pour la compréhension de ce mémoire est l'embuvage (*crimp*). Cette valeur correspond au ratio entre la longueur qui sert au liage des couches et la distance entre les trames. On peut calculer cette valeur grâce à l'équation suivante :

$$c = \frac{l - x}{x}, \quad (1.1)$$

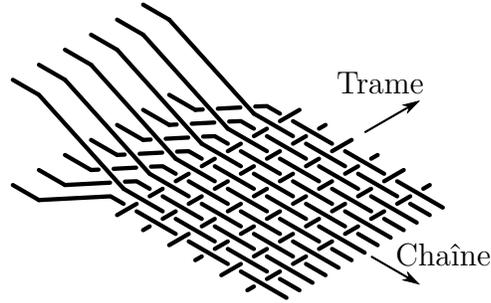


Figure 1.2 Orientation de la chaîne et de la trame.

où c est l'embuvage et les paramètres x et l sont illustrés à la figure 1.3.

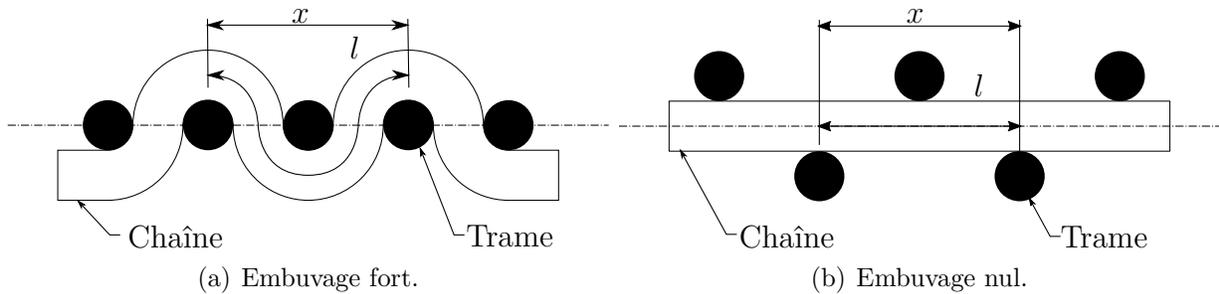


Figure 1.3 Paramètres pour le calcul de l'embuvage.

Textile tridimensionnel (3D)

De façon similaire au textile 2D, il y a plusieurs types de textiles 3D, mais dans le cadre de ce mémoire, on s'intéresse uniquement aux tissus 3D. La figure 1.4 illustre la différence entre les tissus 2D et 3D. En bref, un tissu 2D ne possède qu'une seule couche créée par deux niveaux de chaîne alors qu'un tissu 3D possède plusieurs couches qui sont entrelacées par plusieurs niveaux de chaîne.

Des architectures plus complexes que celles illustrées à la figure 1.4(b) peuvent également être utilisées. Par exemple en utilisant de gros fils en chaîne et en trame sans faire d'entrelacement (embuvage nul) avec un fils plus fin (fils de liage) pour entrelacer les couches (embuvage fort) on obtient un tissu ayant majoritairement des fils sans embuvage. Ce type de structure se nomme d'ailleurs *structure sans embuvage* (*non-crimp structure (NCS)*) et est illustrée à la figure 1.4(c). Les *NCS* sont très prisés dans le domaine de l'aérospatiale, car c'est un tissu qui offre de très bonnes propriétés mécaniques et seront d'ailleurs utilisés lors de ce projet.

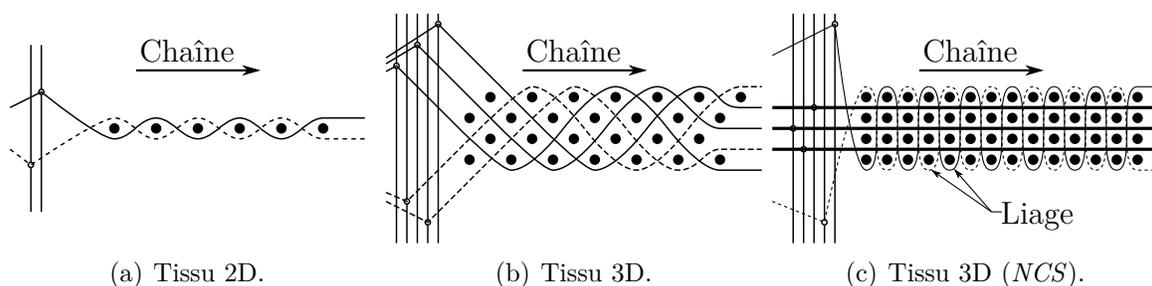


Figure 1.4 Différences entre les tissus 2D et 3D.

Matériaux composites

Un matériau composite est une combinaison de deux matériaux (une matrice et un renfort) non miscible. Typiquement, on cherche à obtenir des propriétés particulières en intégrant celles du renfort à la matrice. Dans le cas de ce mémoire, on s'intéressera plus particulièrement aux polymères renforcés avec des fibres de carbones (*carbon fiber reinforced plastic (CFRP)*). Plusieurs méthodes de fabrication de ces derniers peuvent être utilisées selon la géométrie, le nombre de pièces à fabriquer ainsi que les propriétés désirées. La figure 1.5 présente un diagramme illustrant les paramètres à considérés ainsi que leur impacts sur le choix du procédé.

Préforme textile 3D

Une préforme textile 3D est un assemblage de textiles 2D et/ou 3D. Les préformes sont principalement utilisées dans le but de réduire le temps requis durant la fabrication des matériaux composites. En effet, certains procédés de fabrication des matériaux composites nécessitent l'installation couche par couche de tissu dans un moule ce qui requiert énormément de temps et peut induire certaines déformations. En utilisant des préformes, il est possible d'installer directement le textile dans un moule sans faire de manipulations supplémentaires. La figure 1.6 montre un exemple de pièces en composites fait à partir d'une préforme.

Le laboratoire des textiles 3D du GCTTG

Le laboratoire des textiles 3D du GCTTG permet le développement de nouveaux procédés de fabrication de textiles 3D ainsi que la production de petites séries de pièces. Ce dernier est séparé en plusieurs parties ; la partie concernée par ce mémoire est une cellule robotique dédiée à la fabrication de préformes. Le centre de cette cellule robotique est un robot *Kuka KR-100* installé sur un rail de 6 m. Cette cellule robotique possède environ 110 m² de superficie et le

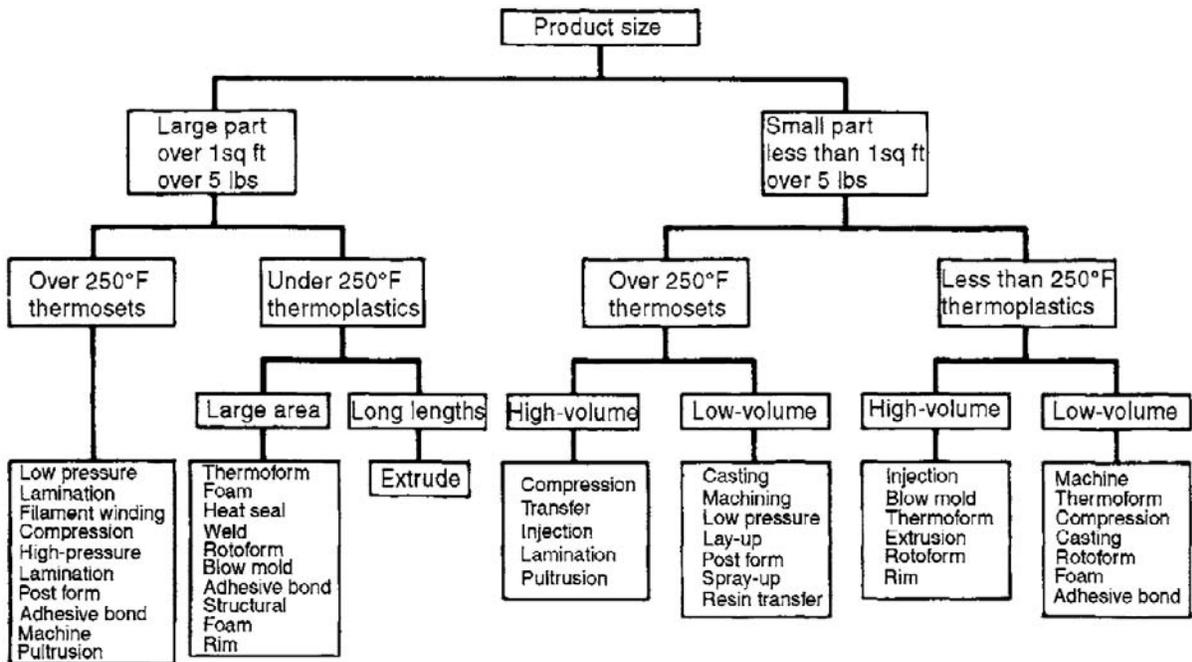


Figure 1.5 Diagramme de sélection du procédé de fabrication d'une pièce en composite (tiré de Rosato et Rosato (2005))

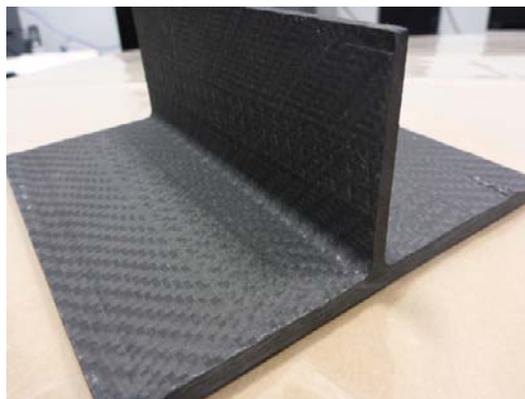


Figure 1.6 Exemple de pièce en composites à base de fibres de carbone avec une préforme faite au GCTTG.

robot a un espace accessible de 52 m^2 . Le robot possède un changeur d'outil pneumatique qui permet l'installation de divers outils. Des programmes de changements d'outils automatisés permettent l'installation des accessoires suivants permettant les opérations suivantes :

1. Couture à double aiguille ;
2. Touffetage ;
3. Découpe ultrasonique ;
4. Tressage à l'aide d'un mandrin trois mors.

Cette cellule robotique possède également des outils fixés au sol. Entre autres, une table de succion permet l'installation de textiles pour la découpe, des gabarits de couture et une tresseuse radiale. Grâce à ces outils, il est donc possible de faire la découpe, l'assemblage par couture ainsi que le tressage avec le robot. La figure 1.7 illustre la disposition du laboratoire des textiles 3D du GCTTG.

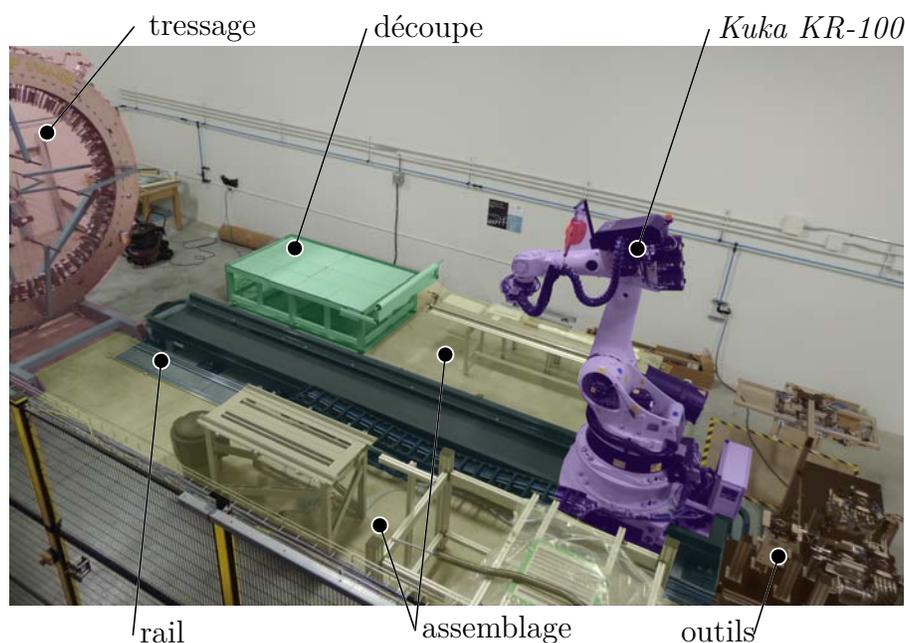


Figure 1.7 *Le laboratoire des textiles 3D* du GCTTG.

1.1.2 Robotique

Coordonnées et transformations homogènes

Une matrice de coordonnée homogène est une façon de représenter la position et l'orientation d'un objet selon un repère. On détermine la position de l'objet par un vecteur de position

(\mathbf{p}) qui a pour départ l'origine du repère et pour fin le point de référence de l'objet. Pour l'orientation, on définit trois vecteurs orthonormaux (unitaires et orthogonaux) (\mathbf{u} , \mathbf{v} et \mathbf{w}). L'orientation de l'objet peut alors être déduite en comparant les vecteurs précédemment mentionnés avec les axes du repère. Effectivement, comme repère est également une base de trois vecteurs orthonormaux, les trois vecteurs peuvent s'écrire comme une combinaison linéaire des vecteurs définissant la base. La figure 1.8 présente un exemple des vecteurs \mathbf{p} , \mathbf{u} , \mathbf{v} et \mathbf{w} . Mathématiquement, on peut exprimer une transformation homogène liant un objet à un repère par la matrice suivante :

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \mathbf{u} & \mathbf{v} & \mathbf{w} & \mathbf{p} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (1.2)$$

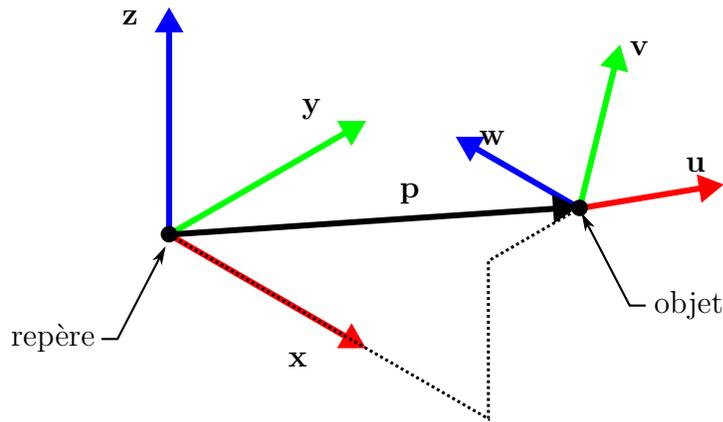


Figure 1.8 Vecteurs utilisés lors des transformations homogènes.

Les transformations homogènes sont principalement utilisées en robotique pour effectuer des changements de repères, c.-à-d. définir la position de l'orientation d'un objet selon un nouveau repère. Posons les matrices ${}^2\mathbf{T}_3$, et ${}^1\mathbf{T}_2$ qui décrivent respectivement la position de l'objet 3 par rapport au repère 2 et la position du repère 2 par rapport au repère 1. Il est possible de déterminer la position de l'objet 3 par rapport au repère 1 grâce à l'équation suivante :

$${}^1\mathbf{T}_3 = {}^1\mathbf{T}_2 {}^2\mathbf{T}_3. \quad (1.3)$$

Composition d'un robot sériel industriel typique

Un robot sériel industriel est typiquement composé d'une succession d'articulations rotoïdes et de membrures. En général, on nomme la base du robot le repère *Racine* (R) et son extrémité le repère *Interface* (I). On ajoute un outil au bout du robot créant ainsi un nouveau repère est

nommé l'*Outil* (O). La *Racine* (R) du robot est définie dans un repère fixe nommé *Universel*. Les positions à atteindre sont nommées *Tâches* (T), ceux-ci sont définis dans un repère commun nommé *Base* (B) qui est lui-même défini dans le repère *Universel* (U). On peut alors écrire l'équation liant la position de la tâche dans le repère *Universel* (U) et la position du robot :

$${}^U\mathbf{T}_R {}^R\mathbf{T}_I {}^I\mathbf{T}_O = {}^U\mathbf{T}_B {}^B\mathbf{T}_T \quad (1.4)$$

et déterminer la pose que doit avoir le robot pour atteindre un objet (${}^R\mathbf{T}_I$), en isolant cette matrice :

$${}^R\mathbf{T}_I = {}^U\mathbf{T}_R^{-1} {}^U\mathbf{T}_B {}^B\mathbf{T}_T {}^I\mathbf{T}_O^{-1}. \quad (1.5)$$

La figure 1.9 présente les divers repères ainsi que les transformations homogènes couramment utilisées en robotique.

La figure 1.10 montre le robot du GCTTG ainsi que la numérotation de ses articulations. Les variables $\theta_1, \dots, \theta_6$ sont les positions des articulations du robot et e_1 est la position du rail.

Matrice Jacobienne et singularité

La matrice Jacobienne est utilisée en robotique pour faire le lien entre les vitesses articulaires et cartésiennes. Si le vecteur \mathbf{r} représente les positions cartésiennes de l'effecteur du robot, on peut définir un vecteur $\boldsymbol{\theta}$ comme étant le vecteur des positions articulaire du robot. La matrice Jacobienne \mathbf{J} du robot est alors définie par :

$$\dot{\mathbf{r}} = \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta})\dot{\boldsymbol{\theta}}. \quad (1.6)$$

Il est important de noter que comme la matrice Jacobienne dépend des positions articulaires du robot, la relation entre les vitesses cartésiennes ($\dot{\mathbf{r}}$) et les vitesses articulaires ($\dot{\boldsymbol{\theta}}$) est relative à la pose du robot. Typiquement, en robotique on cherche à définir une trajectoire selon un repère cartésien, il est donc possible de calculer les vitesses des articulations du robot grâce à cette équation :

$$\dot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta})^{-1}\dot{\mathbf{r}}. \quad (1.7)$$

Lorsque des colonnes ou lignes de la matrice Jacobienne deviennent linéairement dépen-

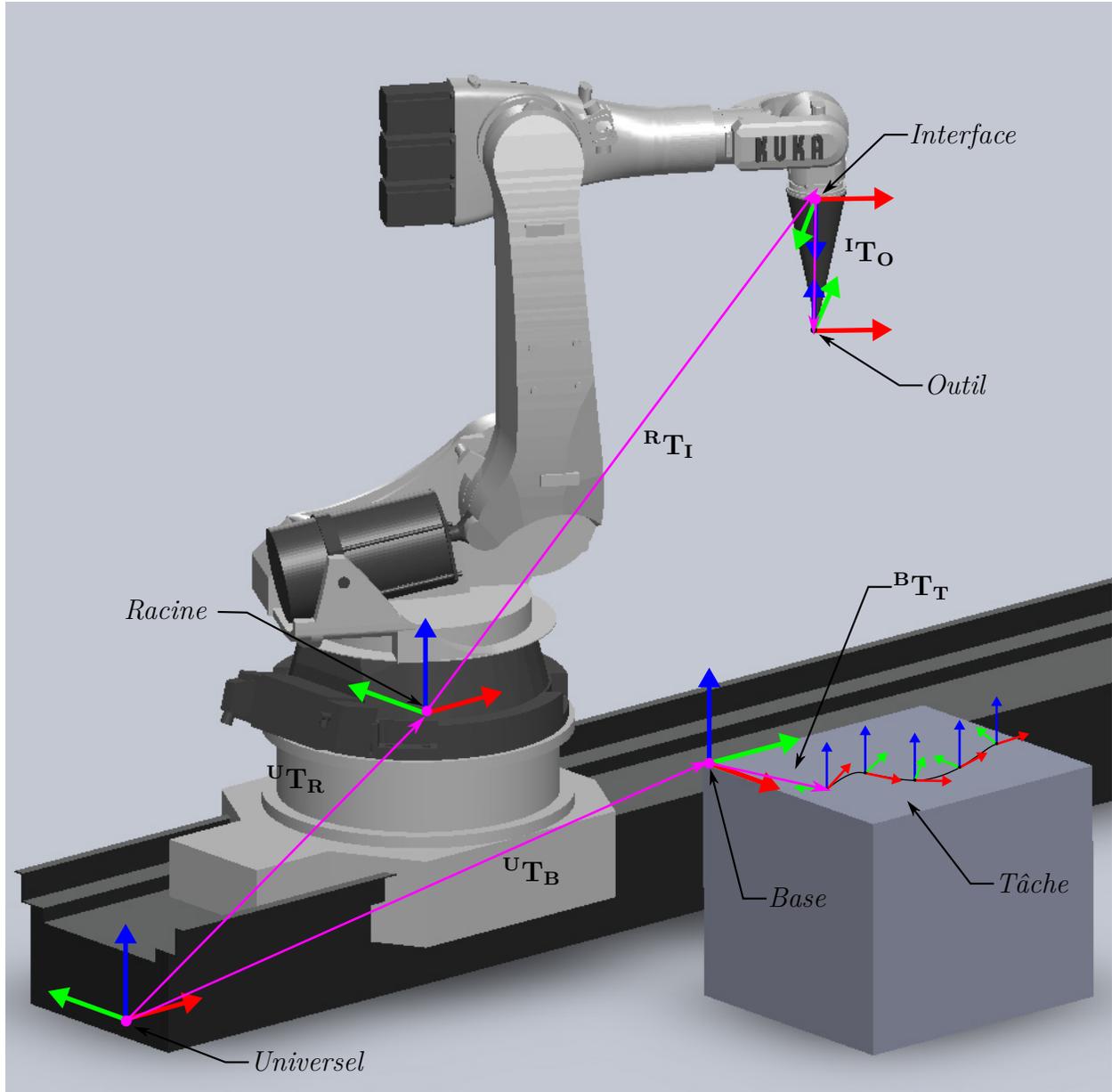


Figure 1.9 Repère typique des robots industriels.

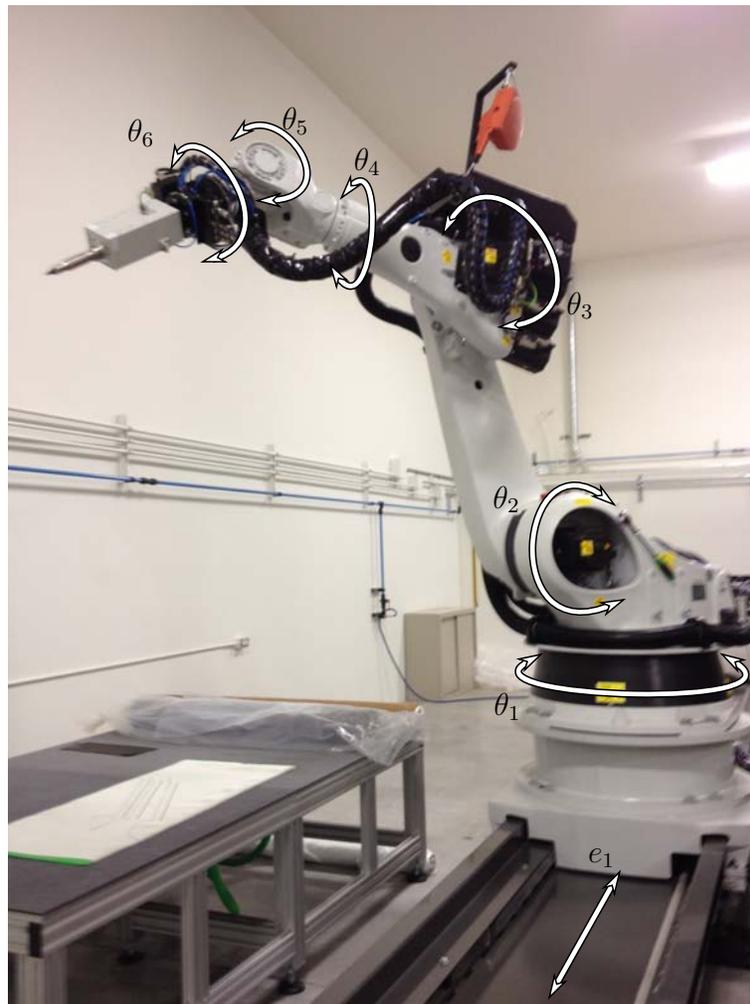


Figure 1.10 Articulation du robot Kuka KR-100.

dantes, cette dernière possède un rang inférieur à sa dimension et ne peut être inversée. Les configurations articulaires générant cette situation sont nommées positions singulières.

Redondance

Un objet dans l'espace possède 6 degrés de libertés (DDLs) : 3 translation et 3 rotations. C'est pourquoi la majorité des robot sériels industriels sont également conçus avec 6 DDLs (typiquement 6 rotations). Il est possible de distinguer deux types de redondances : intrinsèque et fonctionnelle. Le premier cas survient lorsque le robot possède plus de DDLs que l'espace dans lequel il travaille. Le deuxième type survient lorsque la tâche à accomplir n'est pas totalement contrainte. Par exemple, lors d'opérations nécessitant seulement 5 DDLs (perçage, fraisage, soudage par électrode, etc.), un robot possédant 6 DDLs est en redondance fonctionnelle, car la fonction nécessite moins de degrés de liberté que ce que le robot possède. Un second exemple est lors de l'exécution d'une tâche totalement contrainte (6 DDLs), un robot possédant un axe externe est en redondance intrinsèque, car le robot possède plus de DDLs que l'espace cartésien.

1.2 Éléments de la problématique

1.2.1 Contexte

Les matériaux composites sont de plus en plus présents dans les domaines de hautes performances tels que l'automobile et l'aéronautique. Cette technologie y est de plus en plus répandue, car elle combine certaines caractéristiques recherchées dans ces domaines, notamment un faible ratio poids / résistance ainsi qu'une meilleure résistance à la fatigue que certains métaux. En effet, depuis les années 70, les matériaux composites ont été implantés progressivement dans la conception d'aéronefs, de navettes spatiales, de voitures ainsi que d'équipements de sport (Mallick (2007)). De nos jours, les concepteurs cherchent à maximiser l'utilisation des matériaux composites afin d'augmenter les performances. Par exemple, le *Boeing 787* consomme environ 20 % moins de carburant que son prédécesseur grâce à la réduction du poids offerte par la fibre de carbone d'après Chiapin (2008). Un second exemple vient du domaine automobile. En effet, le châssis de la *BMW i3* est totalement fait de matériau composite à base de fibre de carbone et est offerte pour une somme estimée 40 000 et 50 000 USD (Ulrich (2013)).

L'utilisation actuelle de cette technologie est cependant bien limitée car il est difficile d'assembler efficacement des matériaux composites. De plus, lorsque des pièces en composite sont soumises à des sollicitations hors-plan, on peut constater dans certains cas un phénomène de délamination qui réduit énormément les performances de ce dernier. C'est pourquoi, depuis quelques années, l'industrie se tourne vers les textiles 3D. Grâce à ce type de textile, il est dorénavant possible de pallier aux problèmes précédemment mentionnés, mais cela engendre cependant une importante augmentation des coûts de production, car leur fabrication est complexe et limitée à certains fabricants ou centres de recherche. Également, comme les méthodes de production des textiles 3D sont peu variées, il n'est pas possible d'obtenir une grande panoplie de géométries (Chen *et al.* (2011)). Finalement, étant donné que les domaines d'applications (aéronautique, automobile) nécessitent de très grandes précisions, toute méthode ayant une mauvaise répétabilité est proscrite.

Dans cette optique, l'utilisation des préformes est de plus en plus prise en compte. En effet, en utilisant cette technologie, il est possible de produire des pièces en composites ayant des géométries complexes tout en assurant de bonnes performances mécaniques. Ensuite, comme les préformes sont fabriquées à l'extérieur des centres de fabrication de composites, il est possible d'effectuer des inspections à même la matière première. Un autre avantage des préformes est l'utilisation de fibres sèches. Effectivement, les fibres pré imprégnées sont très dispendieuses et les résines précatalysées dans cette technologie ont des dates de péremption, à l'opposé de

la fibre sèche.

Bien que fonctionnel, le procédé de fabrication de préformes du GCTTG souffre cependant de certains problèmes. Ceux-ci sont divisés selon trois les opérations de base de ce dernier, à savoir la découpe ultrasonique, la manipulation et l'assemblage. Les sous-sections suivantes présentent respectivement un aperçu des trois sous-problématiques du procédé de fabrication de préformes. Une discussion complémentaire est présentée au chapitre 4. Ce procédé ainsi que ses principaux inconvénients est résumé à la figure 1.11. Il est à noter que l'innovation apportée par ce mémoire consiste en l'automatisation de ses différentes étapes et non au niveau de la fabrication des matériaux composites.

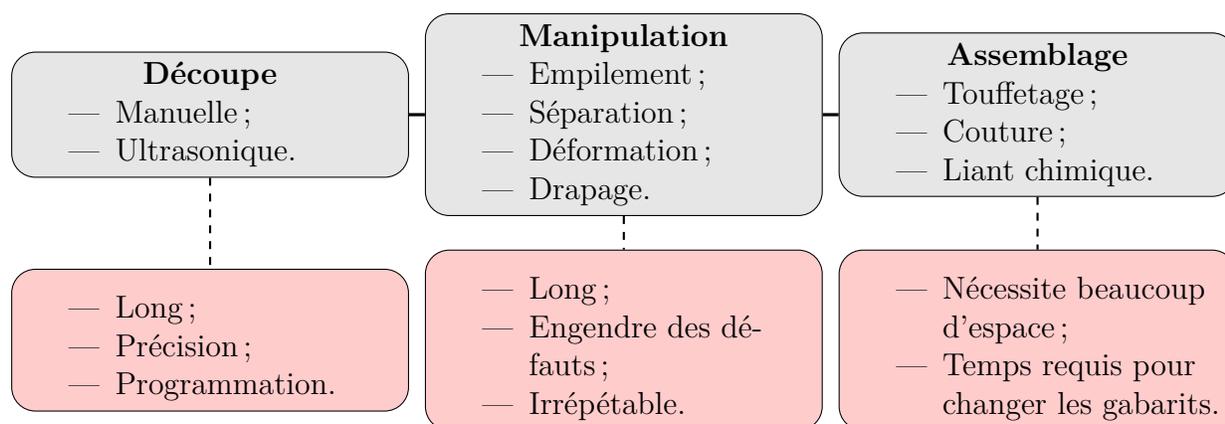


Figure 1.11 Procédé de fabrication des préformes textiles et ses lacunes.

Tel qu'illustré, le procédé est une suite d'opérations : découpe, manipulation et assemblage. Ce procédé est défini plus en détail au chapitre 4.

1.2.2 Problèmes de découpe

Le premier problème lié à la découpe ultrasonique est la programmation des trajectoires. Effectivement, la programmation traditionnelle d'un robot (par apprentissage) implique de déplacer le robot avec l'outil aux positions désirées et d'enregistrer au fur et à mesure ces positions dans le but de faire répéter automatiquement la trajectoire. Cependant, comme le couteau doit être en contact avec la table de découpe, il est difficile d'exécuter cette tâche. Ensuite, la programmation par apprentissage est très longue et peu flexible. Ensuite, pour effectuer des coupes de bonne qualité, il est nécessaire de déplacer très rapidement le robot (jusqu'à 1.5 m/sec). À ces vitesses, des erreurs de suivi de trajectoire peuvent survenir ce qui n'est pas acceptable pour un procédé nécessitant une telle précision. Ensuite, les robots industriels comme le *Kuka KR-100* possèdent certaines positions singulières qui doivent être

évitées. Finalement, tout dépendants de la structure des tissus, ceux-ci réagiront de façon différente à la découpe, ce qui affecte la qualité de ces dernières.

1.2.3 Problèmes de manipulation

La manipulation du tissu est une étape critique, mais essentielle à la fabrication de préformes. En effet, c'est grâce à cette étape qu'on peut créer les empilements de tissu nécessaires à l'assemblage des préformes ainsi qu'effectuer les déformations (ouverture, pliage, etc.) qui donnent la géométrie finale désirée. Cependant, cette étape est faite à la main par les techniciens du GCTTG présente des inconvénients, notamment le temps requis ainsi que le manque de répétabilité. Selon Gao et Reifsnider (1993)) et (Subramanian *et al.* (1995), le désalignement de quelques fibres dans une pièce en composite peut générer d'importantes concentrations de contraintes. Il faut donc diminuer ces défauts autant que possible.

1.2.4 Problèmes d'assemblage

Finalement, l'assemblage de préformes requiert l'utilisation de gabarit de fabrication. Ces derniers sont très variés, car ils dépendent de la dimension de la préforme ainsi que des caractéristiques de celles-ci. Dans cette optique, un centre de fabrication de préformes textiles doit soit avoir une très grande superficie pour pouvoir faire plusieurs projets ou être capable de changer rapidement les gabarits de fabrication. Dans le cas de la cellule robotique du GCTTG, c'est cette dernière option qui est envisagée. Cependant, pour pouvoir rapidement changer un gabarit, il faut être capable de mesurer sa position dans la cellule rapidement et précisément car les trajectoires sont programmées selon un repère fixé sur le gabarit (le repère de *Base*) En utilisant la méthode traditionnelle, comme décrit à la section 2.3.2, on doit mettre en contact un outil avec le gabarit ce qui cause un risque de bris de matériel. De plus, cette méthode ne donne pas de très bonne précision car elle dépend de l'opérateur effectuant la calibration.

1.3 Objectifs de recherche

Étant donné le contexte ainsi que les lacunes du procédé de fabrication de préformes 3D préalablement présentés, l'objectif général du projet est de développer un procédé automatisé pour la mise en forme de préformes textiles pour les matériaux composites. L'hypothèse de recherche est que l'automatisation de ce procédé diminue le temps nécessaire et augmente la qualité des préformes. De façon plus précise, voici les objectifs spécifiques du projet présenté par ce mémoire :

Optimisation de la découpe ultrasonique

Afin de pallier les problèmes de découpe, il faut trouver les meilleurs paramètres de découpe ainsi qu'augmenter la précision du robot lors des opérations. Ensuite, un logiciel doit permettre la programmation et la simulation du robot de façon autonome, c.-à-d. sans être connecté au contrôleur du robot.

Automatisation de la manipulation des tissus

Les opérations manuelles de manipulation de tissus doivent être complètement remplacées par des opérations robotisées. Ces opérations comprennent le déplacement de couches individuelles de tissu de carbone de la table de découpe à un gabarit d'assemblage. Également, la séparation de couches à partir d'une pile doit être possible. L'outil doit également permettre l'adaptation de forme et de hauteur dans le but de prendre une couche et de la déposer dans un moule ayant une géométrie quelconque. Les couches de tissus de carbone ont une dimension maximale de 1500 *mm* par 1000 *mm*.

Automatisation du changement de gabarits d'assemblages

Finalement, il faut implémenter une procédure de calibration des repères de base des gabarits dans le but de diminuer le temps requis pour le changement de gabarits d'assemblage. Cette procédure doit maximiser la précision ainsi que minimiser le risque d'endommagement des outils du GCTTG. Pour être acceptable, la précision requise pour la calibration des repères de base est 0.1 *mm* pour la position de l'origine et 0.001 ° pour l'orientation des axes.

1.4 Plan du mémoire

Le type de mémoire choisi pour ce projet de recherche est par article. Le centre de ce travail sera donc un article soumis au *Journal aéronautique et spatial du Canada (Canadian Aeronautics and Space Journal (CASJ))*, intitulé *Optimization of a Robotic Textile Preform Manufacturing Process for carbon fiber reinforced plastic (CFRP)*. Pour introduire cet article, une revue de littérature critique ainsi que la démarche générale du projet seront présentées. Ensuite, certains aspects méthodologiques et résultats complémentaires seront élaborés pour compléter l'article. Finalement, une discussion générale et une conclusion termineront le mémoire.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre présente la revue de divers articles et livres portant sur des sujets touchant directement les thématiques abordées par ce projet. Plus précisément, la robotique, la manipulation de tissu et la calibration de repère sont les thèmes abordés,

2.1 Robotique

2.1.1 Logiciel de simulation

Plusieurs logiciels de simulation et programmation de robots sont actuellement disponibles sur le marché, par exemple *KUKA.Sim Pro*, *Octopuz*, *RecurDyn*, *RobotExpert* et *Robotmaster*. Étant donné que le GCTTG possède une licence d'exploitation de *Robotmaster*, cette sous-section se concentre uniquement sur les fonctionnalités de ce dernier. Pour commencer, ce logiciel permet l'utilisation des robots sériels industriels communs, c'est-à-dire les robots des fabricants *ABB*, *Fanuc*, *Kuka*, *Motoman* et *Staubli*. *Robotmaster* est un module d'extension de *Mastercam* qui est logiciel de programmation de machine-outil. Un vaste éventail d'outils pour la génération de trajectoire automatisée pour l'usinage ainsi que des trajectoires génériques est compris dans ce dernier. C'est à l'aide de ces outils que l'utilisateur peut définir les trajectoires désirées (cf. figure 2.1).

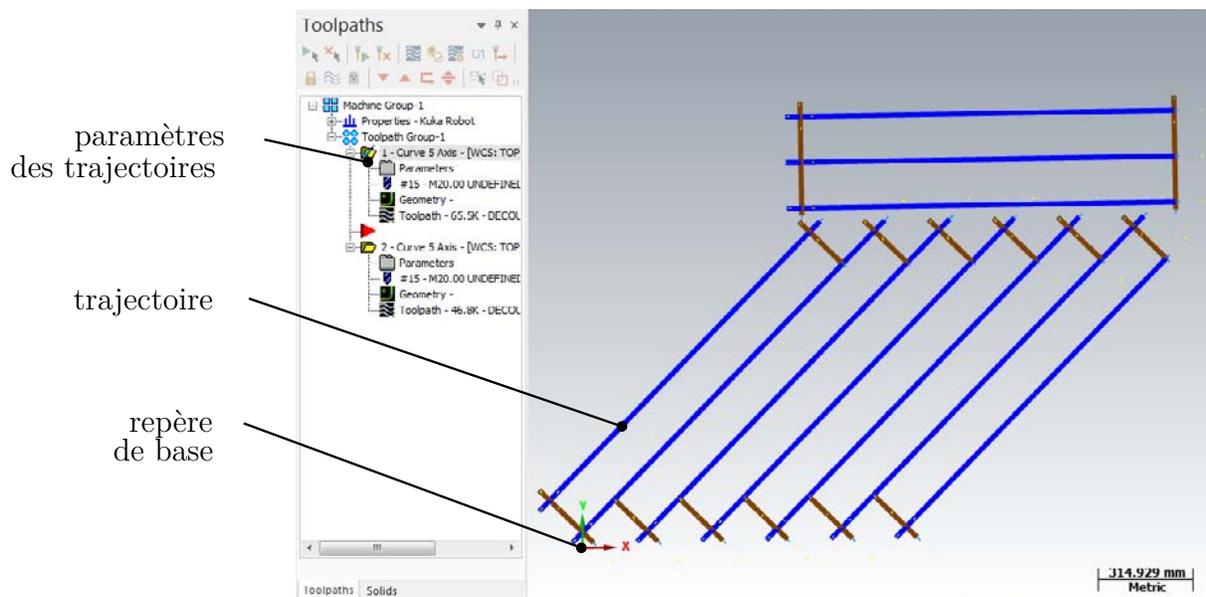


Figure 2.1 Création de trajectoires pour la découpe ultrasonique avec *Mastercam*.

Les outils fournis par *Robotmaster* permettent notamment de définir le type de robot, l'outil utilisé ainsi que la position du repère de base. Ensuite, pour accommoder les robots ayant une redondance fonctionnelle ou intrinsèque, *Robotmaster* propose un outil visuel d'optimisation traçant les régions de singularité de la matrice Jacobienne, d'inversion du poignet, de limite des positions articulaires, l'espace de travail du robot et de collision selon les points programmés (en x) et le décalage d'une valeur normale (en y). Le choix de la valeur normale sur laquelle on applique le décalage se fait tout dépendant de la nature de la redondance. Dans le cas d'une redondance intrinsèque, la valeur normale du rail peut être définie selon deux modes : fixe et variable, comme illustré à la figure 2.2, où $r = r_n + r_d$, r_n est la valeur normale du rail et r_d est le décalage défini par la courbe d'optimisation. Un exemple d'utilisation de l'outil d'optimisation pour une redondance fonctionnelle est illustré à la figure 2.3. L'outil ici présenté est une représentation bidimensionnelle des configurations à éviter. Les points programmés sont distribués en abscisse alors que le décalage avec la valeur nominale est pour sa part en ordonnée. Dans cet exemple, on discerne trois régions colorées en bleu, jaune et rouge représentant respectivement des configurations hors portée, excédant les limites articulaires du robot et singulières. Tel qu'illustré, une spline peut être modifiée afin d'éviter les zones problématiques.

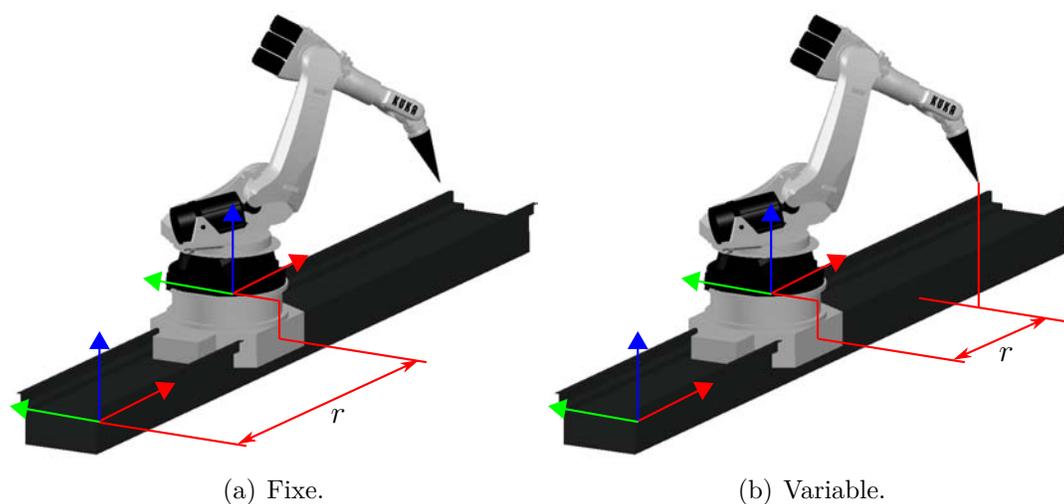


Figure 2.2 Mode de définition de la valeur normale du rail.

2.1.2 Indices de performance cinématique

Une approche classique en robotique pour déterminer la performance d'un robot est de déterminer des indices de performance cinématique comme présentés par Angeles (2002). Un indice de performance cinématique est une valeur scalaire qui mesure comment un méca-

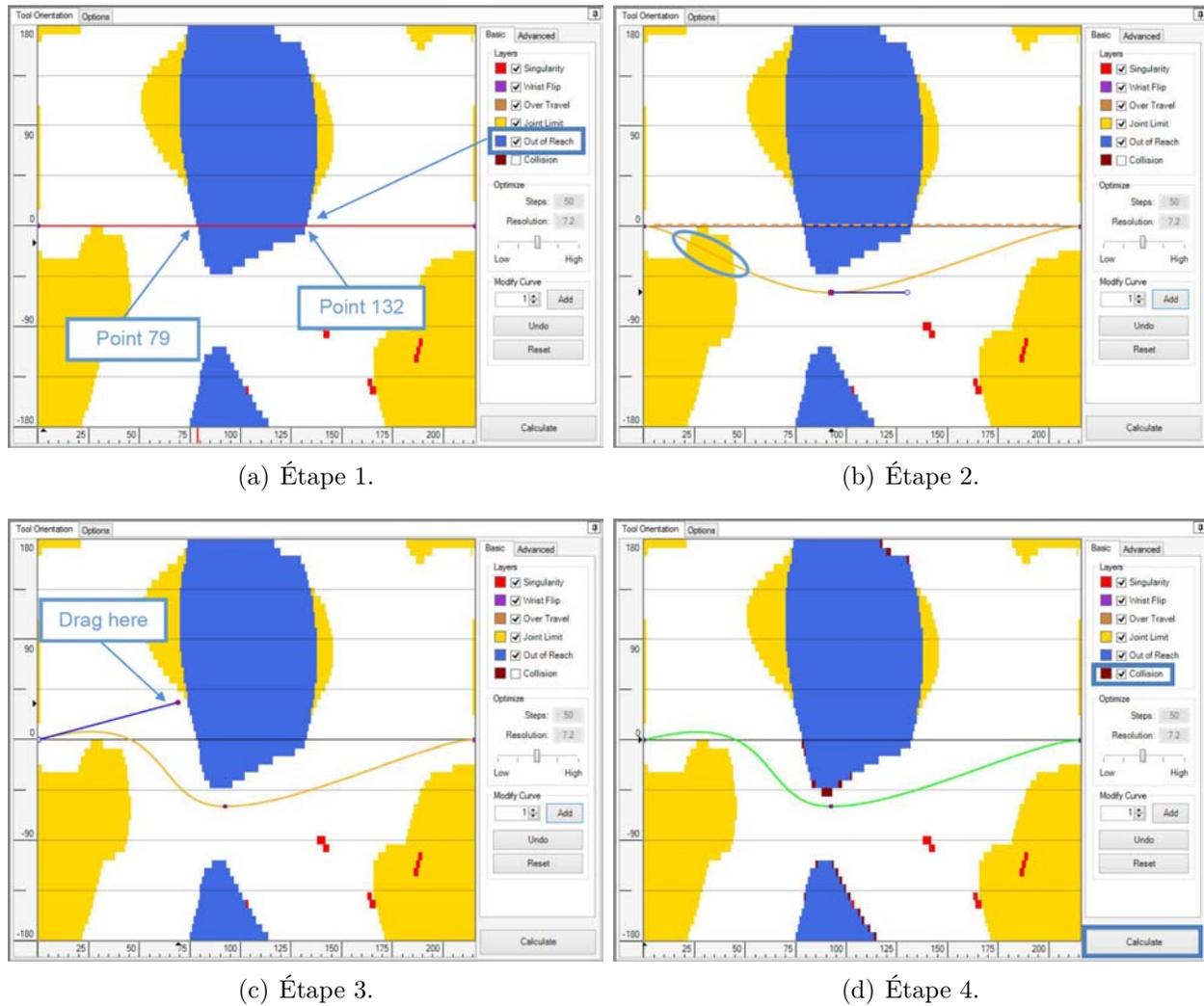


Figure 2.3 Exemple d'optimisation pour une redondance fonctionnelle avec *Robotmaster* (adaptée de Jabez-Technologies (2015)).

nisme se comporte au sens de la transmission des mouvements. Il est courant de déterminer de tels indices lors de la conception de robots, mais on peut également en tenir compte pour l'optimisation de tâche avec des robots existants. Plusieurs indices mesurant la performance d'un robot existent, mais en général un même objectif est visé : mesurer l'inversibilité de la matrice Jacobienne du robot. Comme expliquée dans le chapitre précédent, la matrice Jacobienne fait le lien entre les vitesses cartésiennes et articulaires suivant l'équation (1.6). Il est donc possible de fixer des vitesses cartésiennes et en inversant la matrice Jacobienne calculer les vitesses articulaires du robot pour contrôler ce dernier. Dans cette optique, si la matrice Jacobienne n'est pas inversible ou si celle-ci est mal conditionnée, des erreurs numériques peuvent survenir et surtout les mouvements du robot seront incohérents. Un indice couramment utilisé est présenté par Angeles (2002), à savoir l'indice de conditionnement de la matrice Jacobienne et défini à l'équation :

$$\kappa_{cond}(\mathbf{J}) = \frac{\sigma_l}{\sigma_s} \geq 1, \quad (2.1)$$

où σ_l et σ_s sont respectivement la plus grande et la plus petite valeur singulière de \mathbf{J} . Le rapport de ces deux valeurs donne une idée de la déformation de la relation entre l'espace cartésien par rapport à l'espace articulaire. En effet, lorsque $\kappa_{cond} = 1$, il n'y a pas de déformation alors que lorsque $\kappa_{cond} = \infty$ la relation entre les deux espaces est dégénérée, c.-à-d. la matrice \mathbf{J} est singulière.

Ce concept est utilisé dans plusieurs articles, notamment celui de Angeles (1992). En effet, dans cet article, on présente la conception d'architectures de robots isotropes pour certaines tâches. Un robot est isotrope lorsque toutes ses valeurs singulières sont identiques, c.-à-d. $\kappa_{cond}(\mathbf{J}) = 1$. Dans un tel cas, la relation entre les espaces articulaire et cartésien n'est pas déformée, seulement agrandie ou rapetissée. Un robot isotrope assure donc une parfaite inversibilité de la matrice Jacobienne et donc une performance optimale au sens cinématique.

Un second article explorant cette notion est celui de Huo et Baron (2008). Dans cet article, les auteurs présentent un nouvel indice de performance cinématique basé sur l'indice de conditionnement (équation (2.1)) ainsi qu'un indice de manipulabilité classique défini par :

$$\kappa_{mom}(\mathbf{J}) = \sqrt{|\mathbf{J}\mathbf{J}^\top|} = \sigma_1\sigma_2 \cdots \sigma_s, \quad (2.2)$$

où $\sigma_1\sigma_2 \cdots \sigma_s$ sont les valeurs singulières de \mathbf{J} en ordre de la plus grande à la plus petite. L'indice présenté dans l'article est quant à lui défini par :

$$\kappa_{ps}(\mathbf{J}) = \sqrt{\frac{\kappa_{cond}}{\kappa_{mom}}} = \sqrt{\frac{1}{\sigma_2 \sigma_3 \cdots \sigma_s^2}}. \quad (2.3)$$

2.2 Manipulation automatisée de tissus

Comme mentionnée au chapitre précédent, la manipulation manuelle des tissus est problématique, car elle induit des déformations au niveau des fibres des tissus créant potentiellement des concentrations de contraintes dans les pièces finales en composite. C'est pourquoi beaucoup de travaux sont présentement menés sur la manipulation automatisée de tissu. Une approche prisée est l'utilisation d'outil de manipulation de tissu installé au bout d'un robot sériel industriel. C'est cette approche qui est envisagée étant donné que la cellule robotique utilisée lors de ce projet comprend un robot suffisamment performant pour effectuer cette tâche.

2.2.1 Préhenseur de tissus

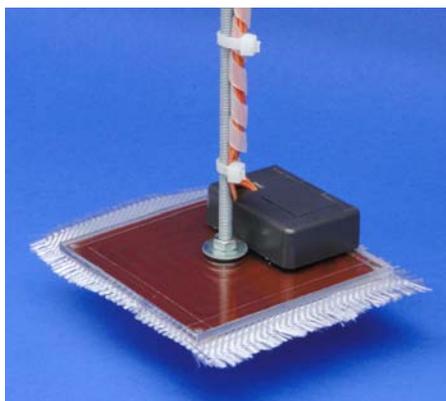
Il est possible de trouver sur le marché diverses technologies offrant différents avantages et inconvénients pour prendre des tissus sans l'usage des mains. La figure 2.4 présente les quatre types de préhenseurs commerciaux parmi les plus communs soient les préhenseurs à effet Coandă, à effet Bernoulli, électrostatique et à aiguilles.

Fleischer *et al.* (2013) a d'ailleurs fait un état de l'art des préhenseurs existants en mentionnant les avantages et inconvénients de ces derniers en plus du préhenseur à effet de congélation (peu commun). La conclusion tirée dans cet article est qu'il n'y a pas de technologie parfaite, chacune ayant ses lacunes. L'auteur propose aussi une nouvelle solution, la combinaison de plusieurs technologies dans un même préhenseur. Cependant, de tels dispositifs sont très dispendieux et peuvent tout de même endommager les tissus. D'autres travaux tels que ceux réalisés par Fleischer *et al.* (2014), Molfino *et al.* (2014) ainsi que Chestney *et al.* (1994) présentent également un état de l'art en ce qui concerne l'utilisation des préhenseurs de tissus. Le tableau 2.1 présente un résumé des avantages et inconvénients des préhenseurs communs de tissus.

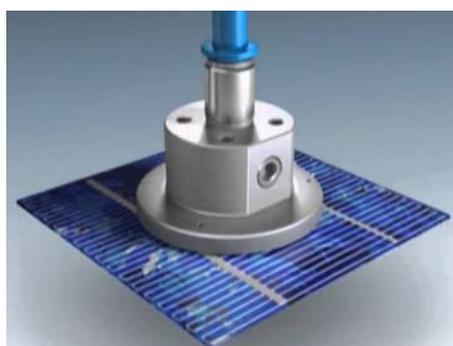
Plus en détail, l'effet Coandă est utilisé afin de générer un écoulement d'air à haut débit à travers le tissu (cf. Lien et Davis (2008)). En effet, lorsqu'un écoulement d'air passe près d'une surface, une force agissant entre ces derniers fait en sorte que le fluide longe la surface en question. Lorsque le fluide longe les parois d'un diffuseur, il entraîne une grande quantité d'air créant une dépression en amont du diffuseur comme illustré à la figure 2.5(a). Les préhenseurs électrostatiques sont, quant à eux, composés d'une série d'électrodes dont les polarités sont



(a) Préhenseur à effet Coandă.



(b) Préhenseur électrostatique.



(c) Préhenseur à effet Bernoulli.



(d) Préhenseur à aiguilles.

Figure 2.4 Exemples de préhenseurs communs.

Type	Avantages	Inconvénients
Coandă	Peu dispendieux Endommagement minime des tissus	Force de levée moyenne Séparation des couches difficiles
Électrostatique	Énergiquement efficace Endommagement minime des tissus	Force de levée faible Séparation des couches impossible Très dispendieux
Bernoulli	Peu dispendieux Endommagement minime des tissus	Force de levée faible Séparation des couches difficiles
Aiguille	Manipulation de plusieurs couches Force de levée élevée	Très dispendieux Séparation des couches impossible Fort endommagement des tissus

Tableau 2.1 Récapitulatif des avantages et inconvénients des préhenseurs communs.

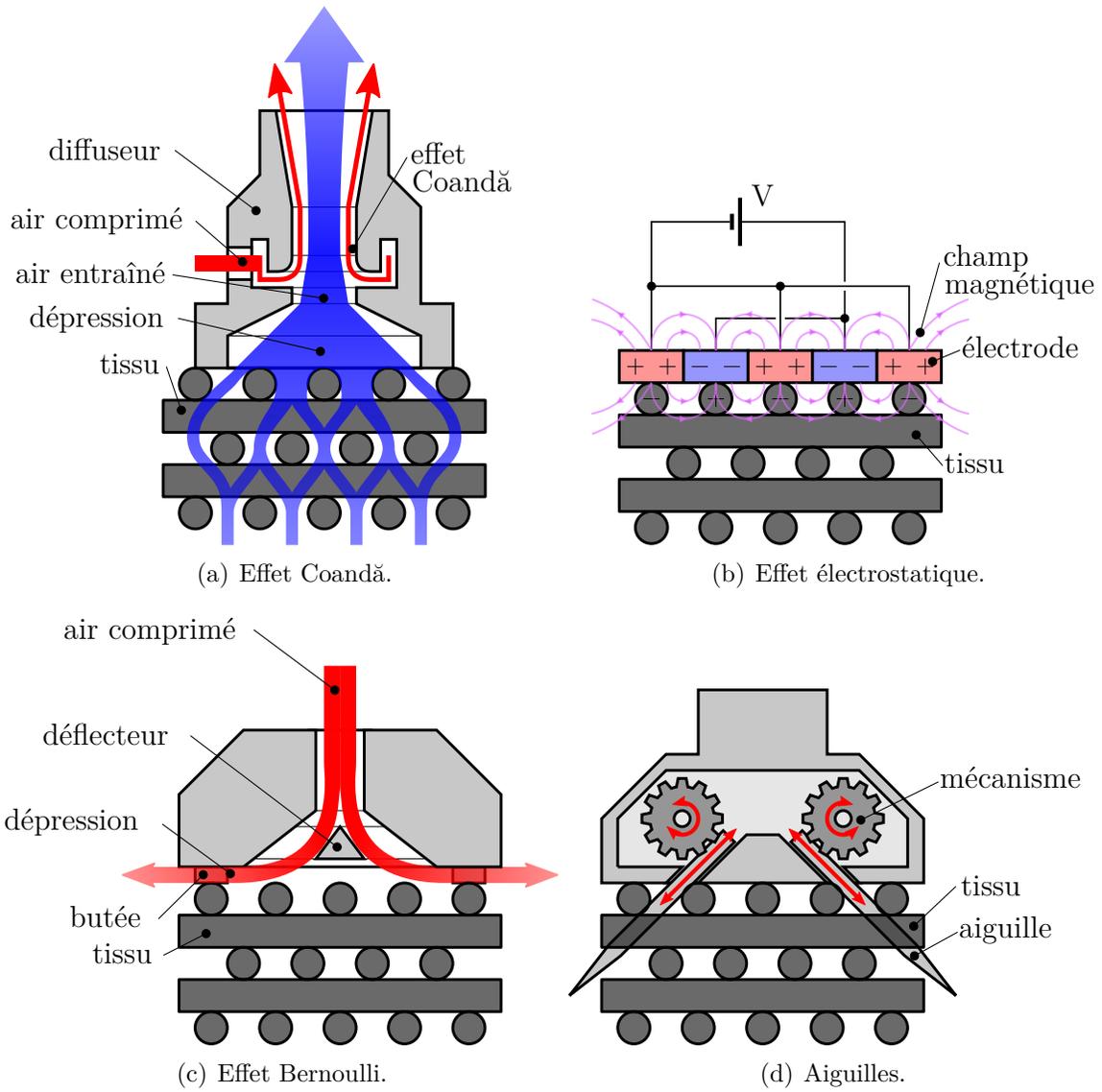


Figure 2.5 Fonctionnement des préhenseurs communs.

inversées tel qu'illustré à la figure 2.5(b). Lorsqu'on applique une tension (V) à ces dernières, un champ magnétique est généré et par conséquent la surface de l'objet en contact (le tissu) se charge des polarités inverses aux électrodes. Il y a alors une force d'attraction entre l'objet et le préhenseur. Les préhenseurs de type Bernoulli utilisent le principe de Bernoulli (cf. Erzincanli et Sharp (1997)), c'est-à-dire un changement de vitesse de l'écoulement d'air qui engendre une dépression dans la zone située entre le préhenseur et le tissu. Comme la pression à cette endroit devient inférieure à la pression atmosphérique, l'atmosphère exerce une force sur le tissu. Il est à noter que des butées sont ajoutées entre le tissu et le préhenseur afin de s'assurer qu'il y ait une distance suffisante pour obtenir l'écoulement désiré (cf. figure 2.5(c)). Finalement, les préhenseurs à aiguilles utilisent un mécanisme afin d'introduire de quelques millimètres des aiguilles à angles tel qu'illustré à la figure 2.5(d). Ce mécanisme peut être activé par des moteurs électriques ou des actionneurs pneumatiques.

2.2.2 Outils de manipulation de tissus

Selon Molfino *et al.* (2009), il existe deux paradigmes de conception d'outils de manipulation : les approches multipoints et modulaire. Selon la première approche, l'outil de manipulation possède plusieurs branches articulées qui peuvent être ajustables en temps réel ou manuellement. Chaque branche articulée est fixée à une base commune et se termine par un préhenseur de tissu. Ces systèmes possèdent généralement beaucoup de DDLs et sont également plus polyvalents. En effet, il est possible de prendre des géométries très complexes ainsi que de modifier la position de certains préhenseurs pour permettre l'adaptation de forme. Cette approche est également très pratique lorsqu'on désire imiter la manipulation manuelle ; chaque préhenseur devenant l'équivalent d'une main humaine. À son opposé, l'approche modulaire préconise plutôt l'utilisation de module ou groupe de préhenseur liés entre eux par une ou deux articulations. Ce type d'outil de manipulation est en général beaucoup plus simple à contrôler, car il possède moins de DDLs.

Le premier travail considéré est celui de Molfino *et al.* (2004). Dans cet article, les auteurs présentent un outil de manipulation de couche de cuir du type modulaire pour la fabrication de chaussure. Bien que différente, cette application possède des contraintes similaires et est donc intéressante à mentionner dans ce projet. L'outil possède trois membrures ayant chacune quatre préhenseurs tel qu'illustré à la figure 2.6. La membrure centrale est fixe alors que les deux autres possèdent un DDL, à savoir la rotation autour de l'axe perpendiculaire au plan de préhension. De cette façon, cet outil peut manipuler des couches ayant des formes diverses en contrôlant simplement deux actionneurs en position. La figure 2.7 illustre des exemples de formes prises à l'aide de l'outil. Bien que cet outil ait démontré de bonnes performances

pour la manipulation de couche de cuir ayant des formes variées à l'aide uniquement de deux actionneurs, il est limité à des formes planaires, ne peut pas faire d'adaptation de forme et est contraint à de petites pièces. Également, il est commun d'utiliser des pièces de formes rectangulaires lors de la fabrication de préformes, cet outil n'est donc pas convenable pour la manipulation de tissus de carbone.

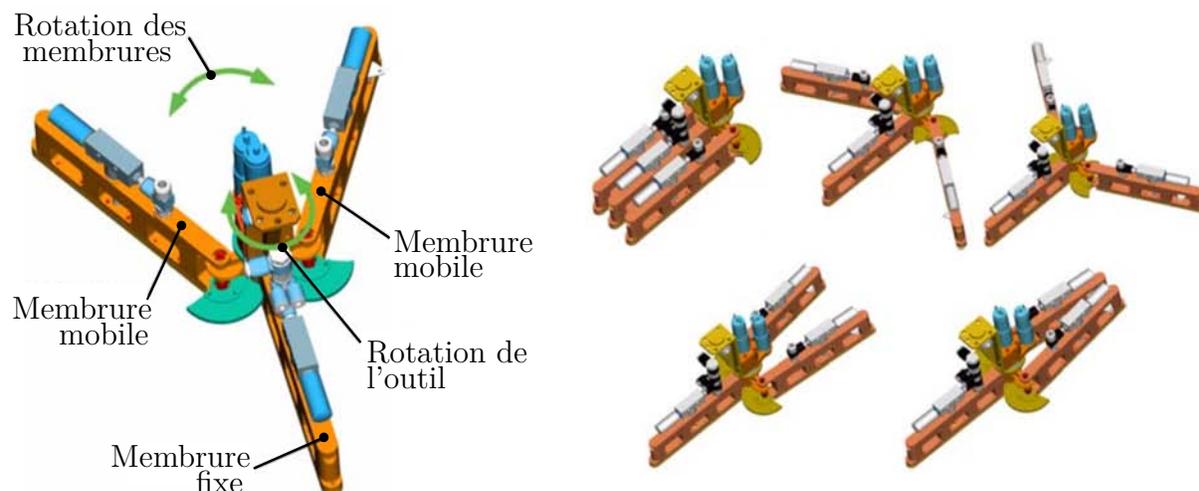


Figure 2.6 Illustration de l'outil de manipulation (adapté de Molfino *et al.* (2004)).

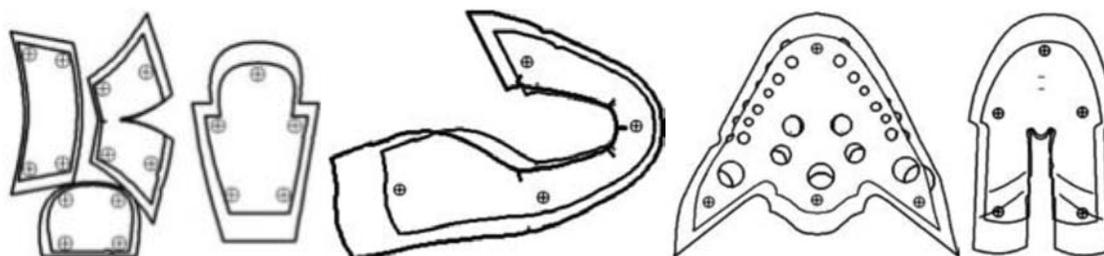


Figure 2.7 Exemples de formes manipulées (tiré de Molfino *et al.* (2004)).

Un second outil intéressant est présenté par Reinhart et Straßer (2011). Cet outil modulaire de manipulation de tissus est formé d'une structure avec 15 modules de préhension de tissus. Ces derniers ont été conçus spécialement pour la manipulation de tissus dans un plan par Angerer *et al.* (2010). Chacun des modules comprend une plaque perforée, des couvercles latéraux, un couvercle avec un générateur de succion ainsi que 288 micro actionneurs permettant de fermer et d'ouvrir les trous de la plaque perforée. La figure 2.8 illustre l'outil développé par Reinhart et Straßer (2011) avec les modules conçus par Angerer *et al.* (2010). Au total, 4320 actionneurs permettent à l'outil de manipuler des tissus d'une dimension maximale de

2250 mm par 1200 mm en (dé)activant les actionneurs qui sont positionnés à chaque 25 mm faisant de cet outil le plus polyvalent au niveau de forme à prendre. Effectivement, il est possible de manipuler n'importe quel tissu de dimension inférieure à la dimension de l'outil. Malheureusement, ce type d'outil est extrêmement dispendieux vu la complexité des modules. Également, il est limité à la manipulation de tissus plans, ce qui est un problème pour la manipulation de préformes.

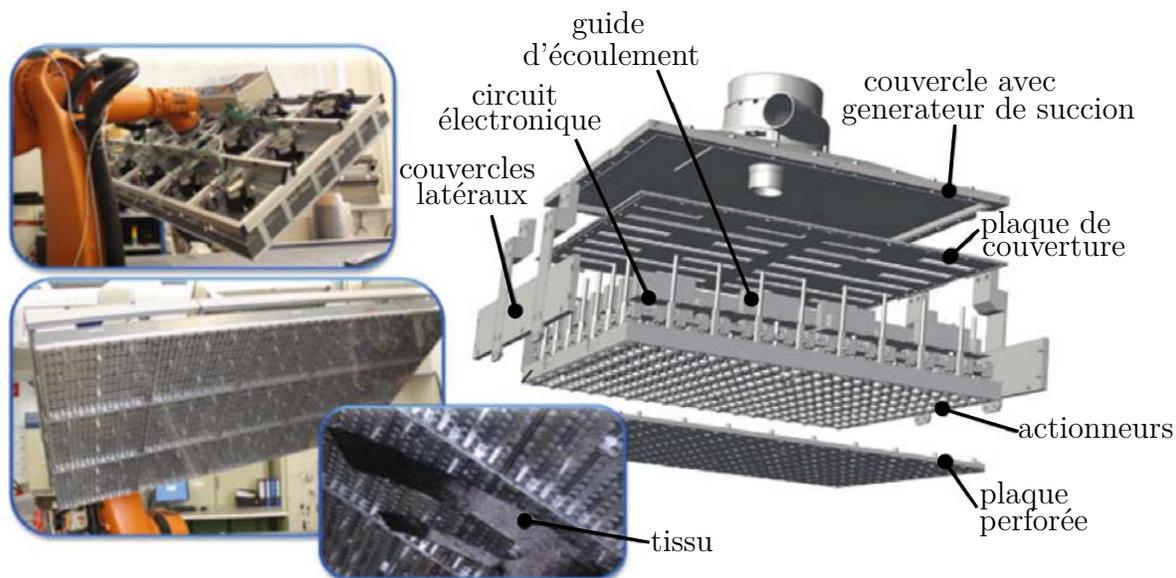


Figure 2.8 Illustration de l'outil de manipulation (adapté de Reinhart et Straßer (2011)).

Un autre outil, cette fois inspiré de l'approche multipoints, a été conçu et présenté par Apmann (2008). Cet outil de manipulation de tissus de carbone est composé d'une structure en tubes perforés avec dix préhenseurs à effet Bernoulli. Les préhenseurs peuvent être déplacés sur la structure pour convenir aux besoins spécifiques de l'utilisateur. Ce dernier est montré à la figure 2.9. L'auteur démontre dans cet article qu'il est possible d'exécuter jusqu'à 100 fois une séquence de préhension, déplacement et dépôt d'un même tissu sans l'endommager ce qui est une nette amélioration par rapport à la manipulation manuelle des tissus. D'ailleurs, les résultats de plus de cinq ans d'utilisation sont présentés dans d'autres travaux de l'auteur (à savoir Apmann (2009) et Apmann *et al.* (2012)) qui démontrent l'efficacité d'un tel outil. De plus, ce dernier permet une assez grande flexibilité au niveau des formes à prendre. En positionnant adéquatement les préhenseurs, il est possible de distribuer uniformément les forces de levées sur le tissu. Cependant, encore une fois, cet outil de manipulation n'est pas adéquat pour les tissus de grandes dimensions ni les formes tridimensionnelles, car il ne permet aucune adaptation de forme.

Le dernier travail présenté est celui de Kordi *et al.* (2007a). Dans ce dernier, on explique

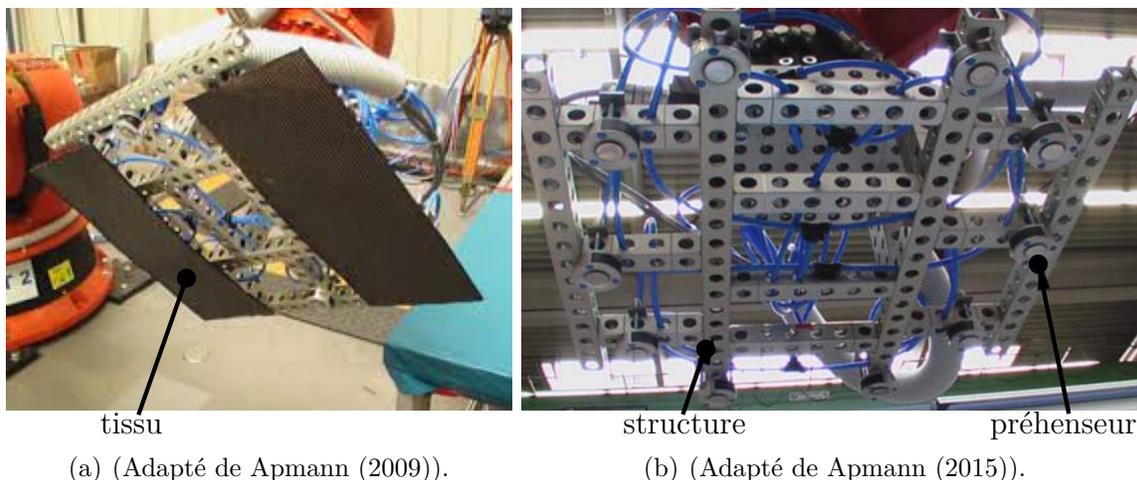


Figure 2.9 Outil de manipulation présenté par Apmann (2009)

et démontre le fonctionnement d'un outil de manipulation de tissus qui permet l'adaptation de forme, plus précisément l'adaptation de moule concave ou convexe ayant une courbure simple. Encore une fois, l'auteur opte pour l'approche multipoints pour concevoir un outil possédant une structure fixe, deux structures mobiles et huit préhenseurs à effet de congélation (voir figure 2.10). Ces derniers sont liés aux structures à l'aide d'une chaîne cinématique passive composée d'une articulation prismatique et d'une articulation rotoïde telle que montrée à la figure 2.10(a). L'outil présenté ici est de loin le plus polyvalent actuellement sur le marché. Effectivement, cet outil permet l'adaptation de forme en plus d'offrir la possibilité de reconfigurer la position des préhenseurs. De plus, ce dernier peut prendre des tissus d'une dimension maximale de 1500 mm par 800 mm ce qui se rapproche des objectifs spécifiques du projet. Le désavantage majeur de cet outil de manipulation de tissu est qu'il est utilisable uniquement pour des moules concave ou convexe avec une courbure simple. L'adaptation aux formes plus complexes n'est pas possible, car la chaîne cinématique permet la rotation du préhenseur autour d'un seul axe uniquement.

2.3 Calibration de repère

Pour faire face aux objectifs spécifiques d'assemblage, il faut être capable d'interchanger rapidement les gabarits utilisés pour la fabrication des préformes textiles. Pour ce faire, la calibration rapide et précise des repères de base des gabarits est indispensable. En effet, l'approche prédominante en robotique est de définir toutes les positions selon un repère fixé sur le gabarit. De cette façon, il suffit de calibrer le repère pour pouvoir réutiliser des programmes préalablement développés. Cette section fait une revue des méthodes couramment utilisées

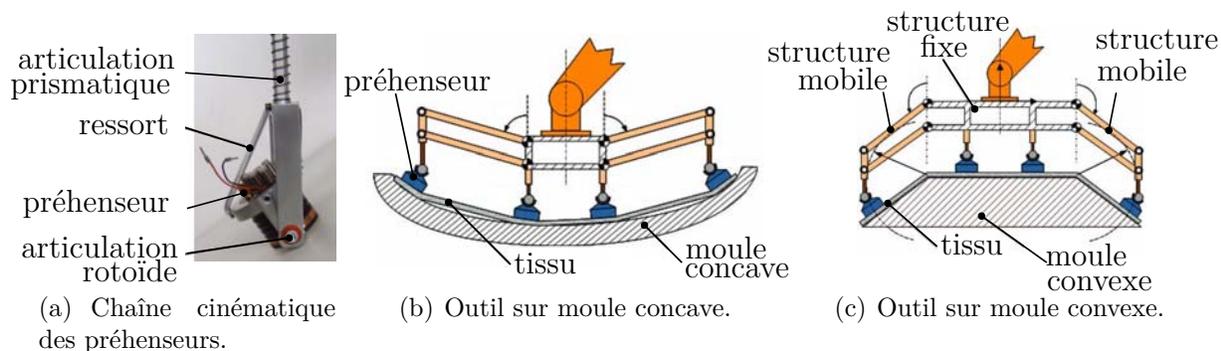


Figure 2.10 Outil de manipulation de tissus pour moules concaves et convexes (adapté de Kordi *et al.* (2007a)).

pour effectuer cette tâche.

2.3.1 Mesure de position

De façon générale, la calibration d'un repère se fait en mesurant des coordonnées précises sur un objet, à savoir un gabarit, et en calculant les positions des axes qui définissent le repère. Selon Gan et Tang (2011), il existe deux catégories de technologie de mesure de position dans l'espace : avec et sans contact. La première catégorie a l'avantage d'offrir un grand nombre de solutions ayant de très bonnes précisions. On peut nommer entre autres les machines à mesurer les coordonnées (MMC) qui sont utilisées depuis les années 60. En utilisant une sonde, typiquement sphérique, on palpe la surface d'un objet et il est possible de déduire la position de ce point de contact en considérant le diamètre de la sonde ainsi que le vecteur entre le point de contact et le centre de la sonde. Ce type d'outil de mesure peut donner une précision dans l'ordre du micromètre (voir Robert et John (2011)). Mise à part son prix, le principal désavantage de ce type de technologie est le contact entre un outil de mesure et la pièce à mesurer. En effet, les risques inhérents à ce type de manipulation peuvent dans certains cas être inacceptables. C'est principalement pour cette raison que des méthodes sans-contact aussi proposées.

Il existe plusieurs techniques pour mesurer la position d'un objet sans-contact, les plus répandues étant la vision 2D et la triangulation par laser. Tel que décrit par Gan et Tang (2011), les systèmes de mesures de positions à base de vision 2D fonctionnent typiquement de la façon suivante : on calibre dans un premier temps la distance entre une caméra et l'objet à mesurer à l'aide de la distance focale de la caméra et l'on peut à ce moment mesurer la distance entre des objets et le centre optique de la caméra dans le plan perpendiculaire à la direction de cette dernière. Le principal désavantage de cette technique est qu'elle est limitée

à la mesure de distance dans un plan.

Pour sa part, la triangulation par laser possède un large éventail de méthode et donc d'application (voir Blais (2004)). Un principe couramment utilisé est de projeter un faisceau laser sur une surface à mesurer et de collecter les faisceaux réfléchis à l'aide de lentilles et d'une matrice de semi-conducteur complémentaire à l'oxyde de métal (*complementary metal oxide semiconductor* (*CMOS*)). Bien que similaire à une caméra, ce dispositif nécessite un capteur beaucoup moins sensible. De plus, l'analyse de l'image générée par la matrice de *CMOS* est très simple, car il suffit de comparer les positions des faisceaux sur cette dernière pour déterminer précisément la distance entre l'émetteur et la surface. Ces derniers sont donc peu dispendieux et très compacts ce qui permet une grande précision de mesure. Ensuite, cette technique est employée depuis les années 70 et a déjà démontré son efficacité. La figure 2.11 illustre ce principe de fonctionnement et montre un exemple de ce type d'appareil.

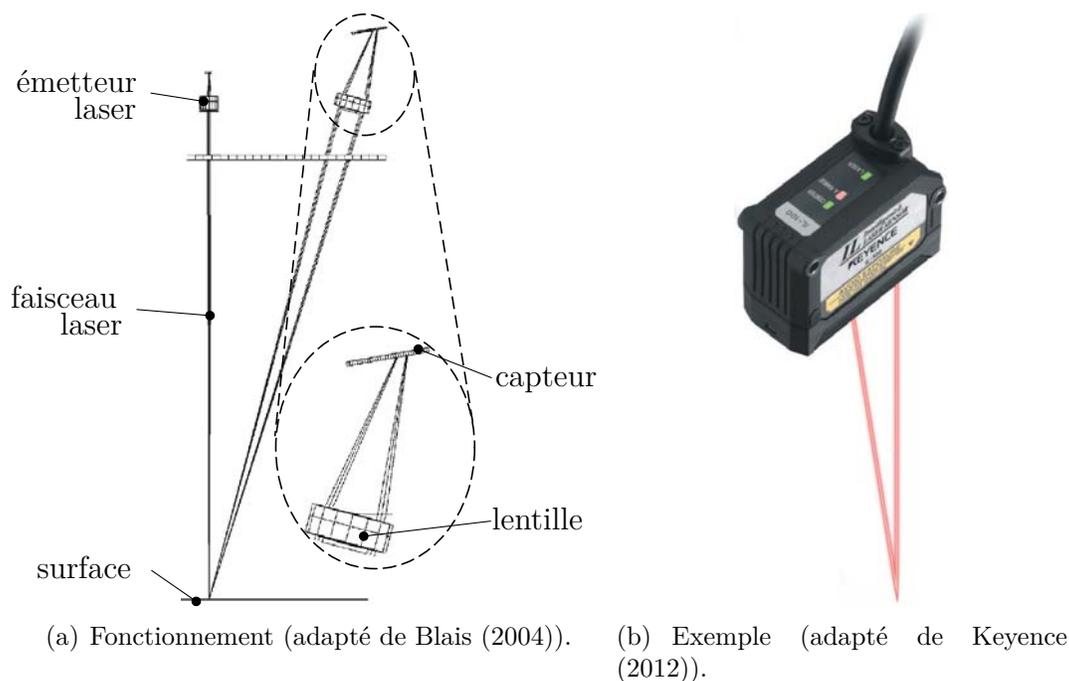


Figure 2.11 Triangulation par laser.

2.3.2 Méthodes de calibration

La méthode traditionnelle de calibration de repère de base pour les robots *Kuka* est décrite par KUKA (2010). Dans ce manuel, il est possible de lire qu'il suffit de positionner un outil de calibration à trois positions clés sur le repère à mesure, à savoir, l'origine, un point sur l'axe x et un point dans le plan XY . L'outil de calibration peut être n'importe quel outil dont la

transformation homogène entre le repère de l'*Interface* du robot et celui de l'*Outil* (${}^I\mathbf{T}_O$) est connue. La figure 2.12 illustre les trois positions à mesurer pour calibrer un repère de base avec la méthode traditionnelle. Cette technique est très simple à effectuer, mais souffre de trois désavantages : le contact entre l'outil et le gabarit, le temps nécessaire aux manipulations et la précision. En effet, comme l'outil doit être en contact avec le gabarit d'assemblage, il y a des risques de bris de l'outil, du gabarit ainsi que du robot. De plus, beaucoup de temps est nécessaire pour obtenir de bons résultats, car le positionnement de l'outil est fait manuellement par un opérateur. De plus, la précision dépend directement de l'opérateur qui exécute la calibration, ce qui engendre un manque de répétabilité et d'exactitude. Cette méthode se distingue tout de même par sa simplicité.

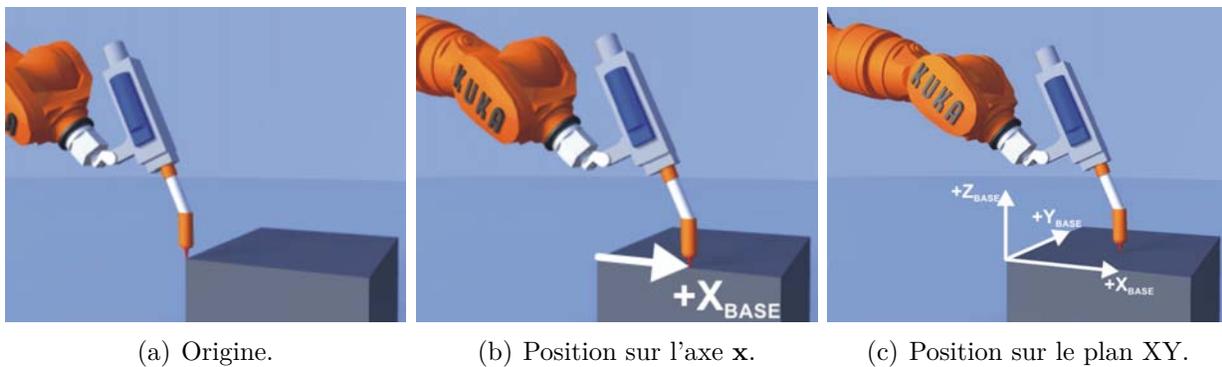


Figure 2.12 Positions à mesurer pour la méthode traditionnelle (adapté de KUKA (2010)).

Une méthode sans contact est proposée par Mei *et al.* (2015). Dans cet article, les auteurs proposent une méthode itérative qui consiste à mesurer la position de trous de référence en utilisant une caméra fixée au bout d'un robot. Les quatre trous de référence mesurés sont placés dans un même plan. La technique proposée consiste à exécuter la séquence suivante pour tous les trous de référence :

1. Faire coïncider de façon itérative la distance entre le trou à mesurer et la caméra avec la distance focale de cette dernière (autofocus) ;
2. Faire coïncider de façon itérative, par des déplacements dans le plan de la caméra, le centre de la caméra avec le centre du trou ;
3. Calculer la position du centre du trou équivalent au centre focal de la caméra.

L'auteur explore plusieurs algorithmes d'autofocus et démontre qu'il est possible de diminuer l'erreur de localisation des trous de référence à environ 0.6 mm . La figure 2.13 montre les équipements nécessaires pour effectuer la calibration de repère à l'aide de la méthode proposée

par Mei *et al.* (2015). Il est possible d'y voir un outil de mesure complexe constitué d'une caméra, d'un système d'éclairage et d'une boîte de protection. Cette solution est donc très dispendieuse et prend également beaucoup de temps à cause des multiples itérations. La précision n'est également pas suffisante pour satisfaire les objectifs spécifiques du projet.

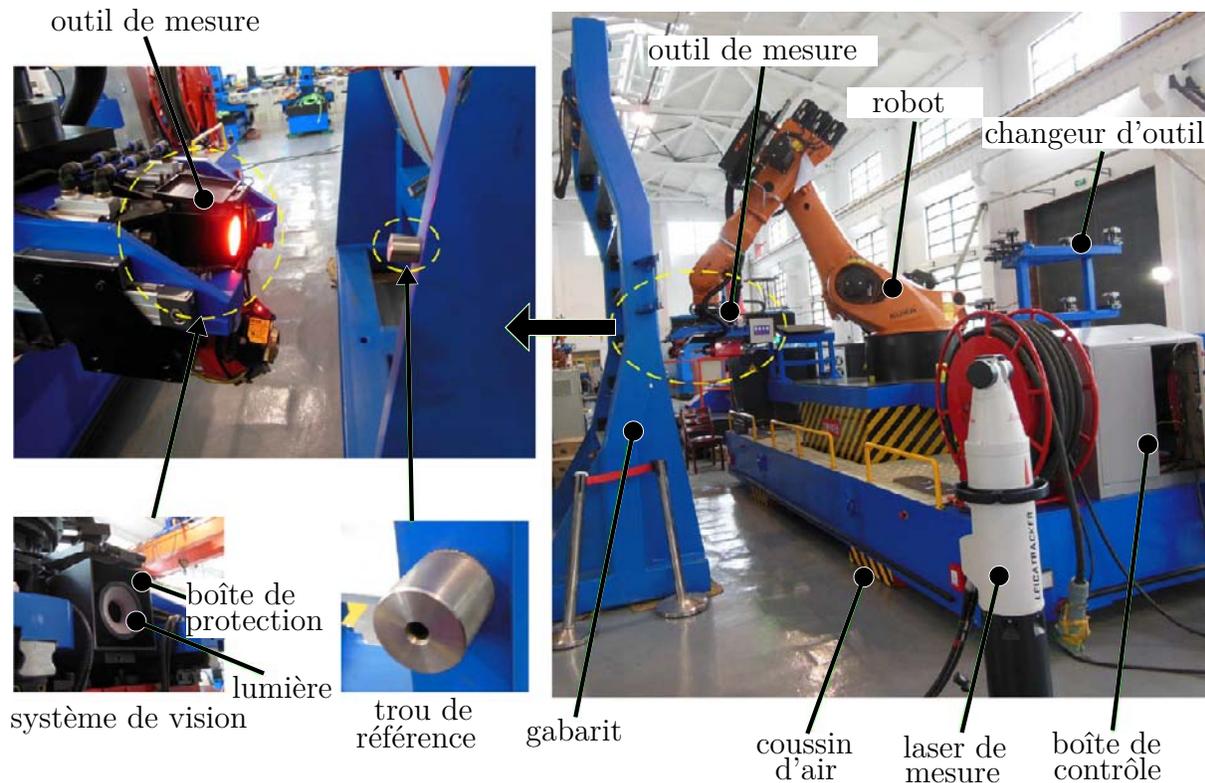


Figure 2.13 Illustration de l'équipement nécessaire à la calibration (adapté de Mei *et al.* (2015)). Notez que la photo de gauche est inversée, car c'est ainsi qu'elle est présentée dans le document original.

CHAPITRE 3 DÉMARCHE DE L'ENSEMBLE DU TRAVAIL DE RECHERCHE

À la lumière de la revue de littérature présentée dans le chapitre précédent ainsi que des objectifs fixés au chapitre 1, plusieurs décisions sont prises. Ce chapitre présente ces dernières ainsi que la démarche utilisée pour surmonter les objectifs de recherche préalable fixés.

Pour commencer, le logiciel qui est utilisé pour programmer et simuler les opérations de découpe est *Robotmaster* car le GCTTG en possède une licence. Cependant, ce logiciel ne convient pas tout à fait aux exigences requises par le procédé. En effet, bien que *Robotmaster* offre des outils d'optimisation pour gérer la redondance intrinsèque induite par le rail linéaire, ceux-ci exigent beaucoup d'ajustements nécessitant énormément de temps aux opérateurs. De plus, la vérification des vitesses articulaires n'est pas incluse dans *Robotmaster* car ce dernier est principalement utilisé pour de l'usinage robotisé qui ne requiert de faibles vitesses. Il est donc possible de générer des programmes qui causeront des arrêts d'urgence et potentiellement des bris du robot ou des outils du GCTTG. Une méthode est donc développée afin d'assurer une précision maximale en plus de l'évitement de l'atteinte des vitesses articulaires maximales, et ce de façon automatique, c.-à-d. sans ajustement. La technique utilisée pour optimiser les opérations de découpe est la minimisation d'un indice de performance cinématique comme présenté par l'article au chapitre suivant. En effet, en utilisant un tel indice, il est possible de trouver une relation pour résoudre la redondance intrinsèque de façon automatique. La comparaison entre les performances de cette relation et celles proposées dans *Robotmaster* est subséquemment présenté au chapitre 5.

Ensuite, la démarche préconisée pour automatiser la manipulation de tissus est l'intégration d'un outil de manipulation comme effecteur du robot. En effet, comme ce dernier possède un changeur d'outils pneumatique, il suffit d'ajouter un outil pour permettre d'utiliser directement le robot afin automatiser cette tâche. Étant donné qu'il n'y a pas de solution assez polyvalente pour les besoins du GCTTG, la conception d'un outil de manipulation de tissus est faite. Cet outil est capable de prendre et de séparer des couches depuis une pile de tissu en plus de permettre l'adaptation de forme et de hauteur de façon similaire à l'outil présenté par Kordi *et al.* (2007a). L'avantage de l'outil conçu est qu'il n'est pas limité à une forme particulière. L'approche multipoints est utilisée pour la conception de l'outil dans le but d'offrir la plus grande flexibilité au GCTTG. De plus, les préhenseurs choisis utilisent l'effet Coandă pour générer une force de levée sur le tissu, car ces derniers offrent toutes les caractéristiques requises par ce projet.

Finalement, comme les systèmes de mesures de position à base de vision sont soit très coûteux ou peu précis, une séquence de calibration de repère à l'aide de la triangulation par laser est développée. La triangulation par laser est un principe maîtrisé depuis des décennies (Blais (2004)) et par conséquent les dispositifs l'utilisant sont peu coûteux et relativement précis (de l'ordre de $10 \mu m$) et repérables (dans l'ordre de $5 \mu m$). Le laser utilisé est un capteur de distance *Keyence IL-100*. La séquence ainsi que les concepts mathématiques sont développés et présentés au chapitre 4. Ce système permet de calibrer un repère de base sur un gabarit d'assemblage sans contact, avec une précision d'environ $0.1 mm$ et à faible coût. Subséquemment, les résultats de diverses expérimentations sont présentés au chapitre 5.

L'article «*Optimization of a Robotic Textile Preform Manufacturing Process for Carbon Fiber Reinforced Plastic (CFRP)*», soumis au *Canadian Aeronautics and Space Journal (CASJ)* le 27 octobre 2015 et présenté au chapitre suivant détaille donc les solutions développées pour combler les principaux objectifs de recherche. Le chapitre suivant cet article présente des éléments supplémentaires qui ne sont pas inclus dans l'article. Pour compléter le travail, un article de conférence est également présenté en annexe. Ce dernier décrit la conception du mécanisme permettant l'adaptation de forme. Il est intitulé «*Analysis and Design of a Remote Center Compliance Universal Joint*» et a été présenté à la conférence *ASME 2015 International Design Engineering Technical Conferences*

CHAPITRE 4 ARTICLE 1 : OPTIMIZATION OF A ROBOTIC TEXTILE PREFORM MANUFACTURING PROCESS OF CARBON FIBER REINFORCED PLASTIC (*CFRP*)

Pierre-Olivier Dubois, Jonathan Lévesque, Lionel Birglen et Olivier Vermeersch

Cet article a été soumis pour publication le 27 octobre 2015 au *Canadian Aeronautics and Space Journal (CASJ)*.

4.1 Abstract

This paper presents a robotic solution for the textile preform manufacturing of Carbon Fiber Reinforced Plastic (*CFRP*) as developed at CTT Group (*GCTTG*). This process is separated into three main operations, namely: cutting, handling, and assembly. The current issues hindering the cutting operations are divided into four categories: textile structure behavior, robot accuracy, joint velocity limits, and cutting angle. The second operation suffers from manual textile manipulation which lacks precision and can also potentially damage the fabric. The final operation of the current process presents challenges which stem from the requirement for versatility. Indeed, the assembly of preforms requires to use different jigs, thereby requiring a very wide workspace area or long cycle times to install these jigs. First, three improvements are presented which solve the problems related to the cuts: the best practice cutting parameter identification, the development of a novel cutting technique, and the estimation of the optimal robot pose. Then, to solve the issues related to assembly, a contactless base frame calibration technique is presented. Finally, the design of a tool for textile handling is also presented based on a novel mechanism using passive compliant shape adaptation. Experimental results demonstrate that it is possible to decrease the total duration of the textile preform fabrication operations compared to the process previously done by hand.

4.2 Résumé

Cet article présente une solution robotique pour la fabrication des préformes textiles des matériaux composites à base de fibres de carbone (*CFRP*) telle que développée au Groupe CTT (*GCTTG*). Le processus de fabrication est divisé en trois opérations principales, à savoir : la découpe, la manipulation et l'assemblage. Les problèmes actuels qui entravent les opérations

de découpe sont divisés en quatre catégories : le comportement de la structure des textiles, la précision du robot, les limites de vitesses articulaires, et les coupes à angle. Puis, comme les opérations de manipulation actuelles des textiles nécessitent une ou plusieurs interventions manuelles, elles souffrent d'un manque de précision et peuvent aussi potentiellement endommager le tissu. Le problème final du processus actuel découle de l'exigence de flexibilité. En effet, les opérations d'assemblage nécessitent d'utiliser différents gabarits, requérant ainsi un très grand espace de travail ou de longues durées de cycles pour installer ces gabarits. Pour résoudre les problèmes liés à chacune des trois opérations, des solutions sont proposées dans cet article. Tout d'abord, trois améliorations sont présentées pour résoudre les problèmes liés à la découpe : l'identification des meilleurs paramètres de découpe, le développement d'une nouvelle technique de découpe, et l'estimation de la pose optimale du robot. Puis, pour résoudre les problèmes liés à l'assemblage, une technique de calibration sans contact de repères de base est présentée. Enfin, la conception d'un outil pour la manipulation automatisée des préformes textiles est présentée sur la base d'un nouveau mécanisme possédant une capacité d'adaptation de forme à l'aide d'articulations passives compliantes. Les résultats expérimentaux démontrent qu'il est possible de diminuer la durée totale des opérations de fabrication de préforme textiles par rapport au procédé antérieurement fait à la main.

4.3 Introduction

4.3.1 Context

Following pressing industrial needs, the demand for composite materials such as Carbon Fiber Reinforced Plastic (*CFRP*) and Glass Fiber Reinforced Plastic (*GFRP*) is growing significantly (Mallick (2007)). To respond to this need, textile preforms have been introduced and experienced a similarly growing popularity. A textile preform is a near net shape assembled textile part that can be directly integrated into a *CFRP* manufacturing process. A substantial rise in the use of textile preforms has been noted, especially by the aerospace industry (Bogdanovich (2007)). Moreover, to meet this increasing demand for textile preforms, production times have to be significantly decreased while maintaining a high level of quality and reliability. Furthermore, most users of textile preforms have their own specific set of requirements and textile preforming centers must therefore be very versatile in terms of machinery and process. To face these challenges, the introduction of automation (or more specifically, robotics) and its optimization for textile preform manufacturing is unavoidable. The case study discussed in this paper aims at presenting a set of solutions to obstacles one faces when undergoing this approach, based on a robotic workcell developed at the CTT Group (GCTTG).

4.3.2 Textile Preform Manufacturing Process

In order to obtain a near net shape textile preform from a fabric roll, three main operations are required: cutting, handling, and assembly. Each of these operations are relatively independent and can be reordered depending on the specific preform considered. The principal equipment at *GCTTG*'s 3D Textiles Laboratory to manufacture preforms is an industrial serial robot, namely a *Kuka KR-100*, installed on a 6 m linear rail. This robot is also equipped with a pneumatic tool changer able to handle several end-effectors including an ultrasonic cutting blade and two stitching heads. The robotic workcell has an area of approximately 110 m² with a reachable floor workspace of 52 m², as illustrated in Figure 4.1.

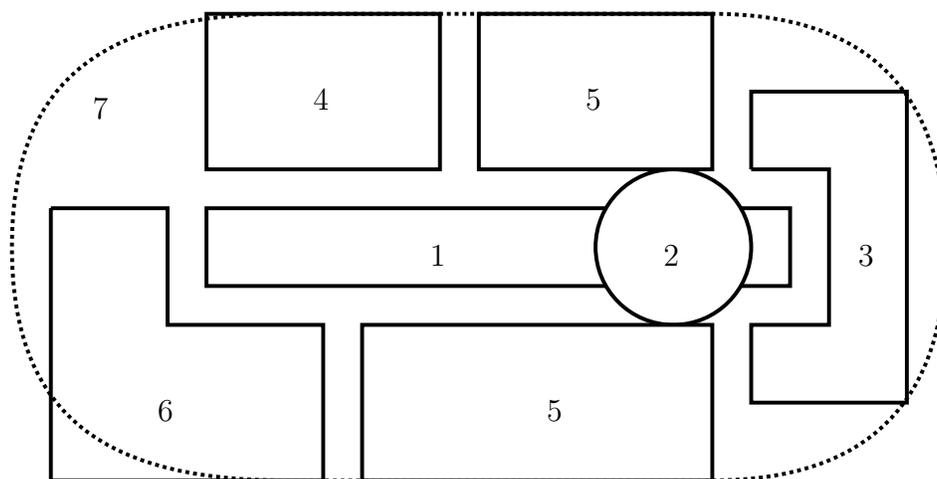


Figure 4.1 *GCTTG*'s 3D Textiles Laboratory layout (1: rail, 2: robot, 3: tool table, 4: cutting area, 5: assembly area, 6: radial braiding area, 7: overall reachable workspace).

The cutting operations allow to perform cuts on carbon fabric as well as textile preforms. For this, the robot relies on an ultrasonic cutting toolhead assisted by a vacuum table. For fabric cutting, the latter is unrolled onto the table and covered with a plastic sheet to ensure adequate vacuum sealing which is required to apply a holding force it. The robot is then programmed to perform the desired cuts using a commercial programming and simulation software, namely *Robotmaster*. The subsequent handling operations are done by technical staff and consist in stacking textile layers, moving textile from one station to another, etc. These operations are all done manually. Finally, the assembly operations range from mechanical to chemical binding. These fixing methods include stitching, thermoforming and bonding. These assembly operations are most diverse and therefore, typically require a multitude of manufacturing jigs and tools.

4.3.3 Methodology

To optimize the ultrasonic cutting operations, the first step is to identify the source of current issues. Through experimentation and analysis of the robot kinematics, four main problems have been discovered: textile structural behavior, accuracy, joint velocity limits, and cutting angle. In order to solve them, an optimization of the robotic process is proposed and composed of three successive steps. First, the identification of the best practice cutting parameters is proposed. Then, the development of a novel cutting technique is introduced. Finally, the optimal pose of the robot for the task at hand is computed.

Since the geometry of a textile preform significantly varies from one part to the other, the range of tooling required to manufacture them is also quite extensive. For instance, in some cases, jigs that are several meter long with unique features (clamps, holes, stops, etc.) are required. To allow the use of various manufacturing jigs, a very large workspace is required. In order to integrate a multitude of jigs in a limited assembly area, it is convenient that these jigs can be removed and stored. Then, one can install the appropriate jig in the workspace of the robot, measure its position, and store it back when the manufacturing operations are completed. Since the robot path for assembly tasks is programmed according to a reference frame attached to the jigs, its precise localization is essential. However, the measurement of a reference frame for the robot is a time consuming task and involves potential risks for the tools. Indeed, typical base frame calibration methods require to use a touch probe installed on the end-effector of the robot and to manually control the latter to touch calibration targets (Yahui et Xianzhong (2011)). Other methods exist though which often rely on a camera, e.g. (Gan et Tang (2011)) and (Mei *et al.* (2015)). These contactless calibration methods are however very expensive and much less precise. Therefore, a novel contactless frame calibration technique was devised which will be presented in this paper.

Finally, there are several works described in the literature, e.g. (Apmann (2008)), (Apmann (2009)), (Apmann *et al.* (2012)), (Angerer *et al.* (2010)), (Kordi *et al.* (2007a)), (Kordi *et al.* (2007b)) and (Reinhart et Straßer (2011)), dealing with the design of a textile handling end-effector. However, none of these were found to offer a satisfying solution for gentle textile handling in our context. Indeed, common textile handling tools often use grippers that can damage textile fibers and yield a stress concentration in the final *CFRP* parts, see (Gao et Reifsnider (1993)) and (Subramanian *et al.* (1995)). Therefore, it was decided to develop a custom textile handling tool combining a novel mechanism that had been specifically designed for this task (Dubois et Birglen (2015)) and a special type of vacuum gripper. Furthermore, this novel textile handling tool possesses multiple textile grippers (up to five for the first prototype described in this paper), to ensure a distributed and uniform gripping force on the

textile. The chosen textile gripper is a Schmalz Coanda Gripper (*SCG*) which relies on the Coandă effect to drive a high velocity airflow through the textile and thus, generate a lift force on the textile. Indeed, it has been shown that this technology is one of the most gentle and versatile solution to vacuum gripping, see for instance (Fleischer *et al.* (2014)) or (Fleischer *et al.* (2013)). The last requirement to be considered for a successful automation of textile handling is the mobility of the grippers compared to the end-effector of the robot. These grippers must be precisely positioned with 3 degrees of freedom (*DOF*) but also must provide additional passive *DOF* to accommodate the shape of the preform. To improve flexibility, two types of passive shape adaptation are considered, namely height and orientation, as will be shown later.

4.4 Cutting Optimization

4.4.1 Current issues

3D textiles possess a wide range of possible structures, with different thicknesses, number of layers, and crimp ratio (see Adanur (2000)). These properties have an important impact on the cutting of preforms. For instance, a textile will be less stiff in the warp or weft directions, directly affecting the ultrasonic cutting. Indeed, the upper layers of 3D textiles with low warp or weft stiffness tend to slide on the lower layers and therefore, deform the fabric. For example, the cut of non crimped structure (*NCS*) with 3 layers was found experimentally to always suffer from this issue if the cuts are in the warp direction (0°) but never in the weft direction (cf. Figure 4.2). This deformation is not acceptable for industrial applications because it leads to irregularities in the textile preforms which themselves lead to local stress concentration in the final *CFRP* parts.

Another issue during the cutting of preforms is that the accuracy of a typical industrial robot, such as the *Kuka KR-100* used here, is not constant in its workspace. Indeed, a classical measure of the accuracy of a serial robot is the conditioning and possible singularity of its Jacobian matrix (Angeles (2002)). If vector \mathbf{r} denotes the Cartesian position of the cutting blade tip, one can define vector $\boldsymbol{\theta}$ as the vector of the joint positions of the robot. The Jacobian matrix \mathbf{J} of the robot is then defined by: $\dot{\mathbf{r}} = \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta})\dot{\boldsymbol{\theta}}$. Note that the Jacobian matrix depends on the joint positions and therefore, the relationship between the Cartesian velocities ($\dot{\mathbf{r}}$) and the joint velocities ($\dot{\boldsymbol{\theta}}$) is a function of the configuration of the robot. Since the user typically imposes a path in the Cartesian coordinate system, it is possible to compute the joint velocities from: $\dot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{J}(\boldsymbol{\theta})^{-1}\dot{\mathbf{r}}$. A singularity then occurs when the Jacobian matrix loses rank, i.e. two or more columns (or rows) become linearly dependent.

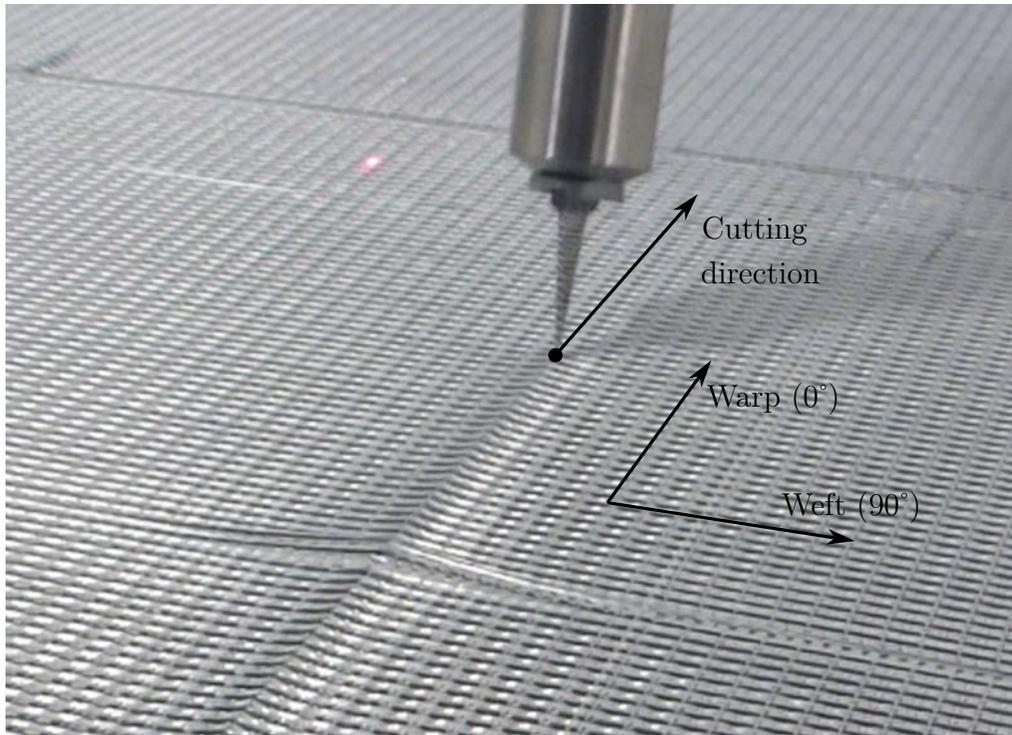


Figure 4.2 Illustration of the principal cutting directions.

When this happens, the Jacobian matrix cannot be inverted and the joint velocities cannot be computed. In more practical terms, it means that in this particular and singular pose, there is no combination of joint velocities that can generate at least one of the desired Cartesian velocity and thus, following the desired cutting path is impossible. Accuracy issues occur when the robot is close to a singularity. Indeed, during the cutting process, a path in the Cartesian coordinate system is programmed and the robot calculates the appropriate joint positions and velocities. In practice, if the robot needs to go near a singularity, its controller will not allow it by deflecting the desired path. Consequently, if this happens the cutting line will deviate from the requirements, sometimes damaging the raw material. Moreover, since the Jacobian matrix is neither constant nor linear in the workspace, the singular poses are hard to predict by visual inspection only. A proper numerical analysis is therefore required.

A third problem with the robotic cutting process lies in the possible occurrence of large joint velocities. Indeed, given the previous expression of the Jacobian matrix, for a given $\dot{\mathbf{r}}$, and knowing that the robot is installed on a linear rail which makes its kinematics redundant, there is an infinite number of solutions for $\dot{\boldsymbol{\theta}}$. However, not all of these solutions are physically possible because every joint of the robot has a velocity limit. As a safety feature, if a joint velocity limit is reached, the robot engages its brakes and stops as quickly as possible to avoid

any damage. In such case of emergency stop, the robot cannot continue its path and since the blade is in contact with the vacuum table, this can cause serious issues such as damaging the table, the tool, and the fabric.

Additionally, a common requirement when manufacturing *CFRP* is to cut along a $\pm 45^\circ$ angle with respect to the warp/weft lines. However, angle cuts offer a difficult challenge because fibers then tend to slip on the blade and lift the plastic sheet causing vacuum leaks. This problem specifically occurs when the current blade motion intersect with a previous $\pm 45^\circ$ angle cut. As illustrated in Figure 4.3, during a $0^\circ/90^\circ$ angle cut (or along the warp/weft directions) there is no problem because the fibers are held from both sides by the vacuum table. Similarly, the fiber is also held on both sides during the first $\pm 45^\circ$ angle cut (cf. Figure 4.4). However, during a second $\pm 45^\circ$ angle cut intersecting the first one, there is no longer any fibers left to oppose the cutting force. If such a situation occurs, the user must stop the robot, go inside its workspace and manually replace the plastic sheet as well as the fabric. This generates significant unproductive time for the process and lowers the quality of the preform.

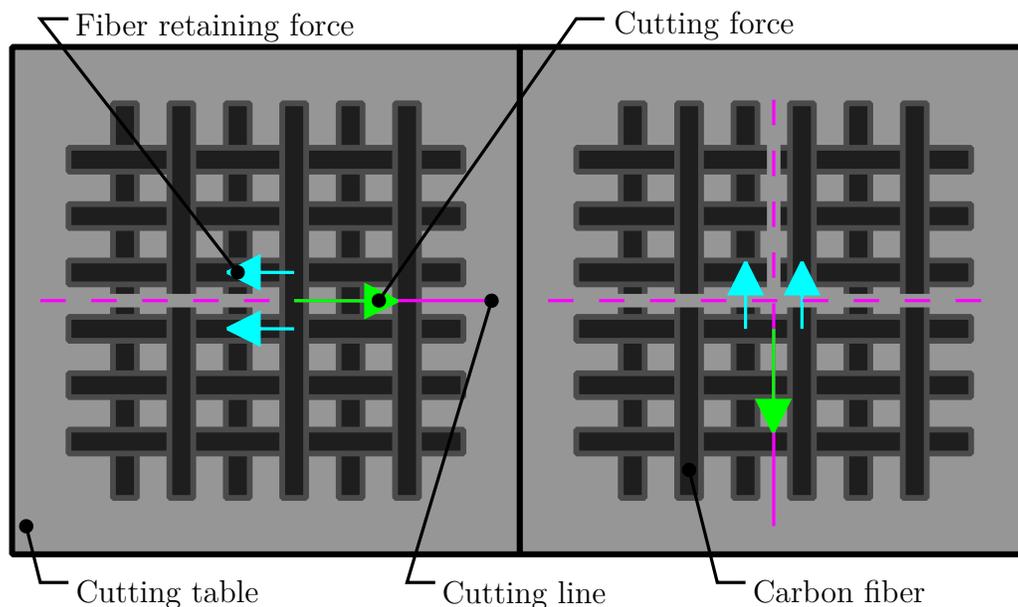


Figure 4.3 Forces on the fabric during $0^\circ/90^\circ$ angle cuts.

4.4.2 Best cutting parameters identification

To solve the aforementioned problems due to the textile structure, an identification of best practice cutting parameters was pursued. Its aim is to allow the user to easily find appropriate

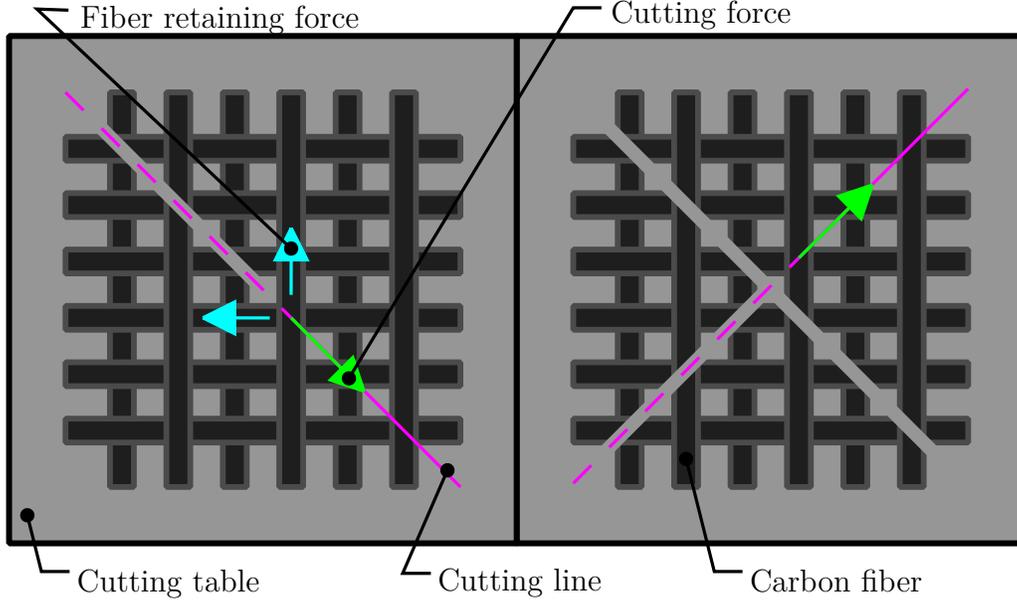


Figure 4.4 Forces on the fabric during $\pm 45^\circ$ angle cuts.

parameters by testing a textile sample. To simplify this task, only two parameters and three different cutting directions are considered. The first parameter is the lead angle of the cutting blade (α in Figure 4.5). Again, to simplify the identification, only four discrete values are considered: 10° , 15° , 20° and 25° . As a general rule, increasing the lead angle decreases the cutting force and increases the holding force both of which are defined by:

$$f_c = f_n \cos(\alpha + \beta) \text{ and } f_h = f_n \sin(\alpha + \beta), \quad (4.1)$$

where f_c , f_h and f_n are respectively the cutting, holding and normal forces (illustrated in Figure 4.5), and β is the cutting blade angle. Textiles with low crimp percentage are therefore easier to cut with a high lead angle since it increases the holding force. The second parameter considered in this identification is the cutting speed in the three main cutting directions (0° , 45° and 90°). Once again, only four discrete values are considered: 250 mm/s , 500 mm/s , 750 mm/s and 1000 mm/s . Increasing this speed eases the cutting of low crimp percentage textiles but also of fabric stacks. However, a low speed is usually preferable because it decreases the chances to reach the joint velocity limits.

Using a common carbon fiber fabric for example, namely a *Twill 2x2* made of *3K* yarns with 5.1 yarn/cm in weft and warp directions, the best parameters identified were found to be $\alpha = 20^\circ$ and $v = 500 \text{ mm/s}$. Indeed, this fabric easily slips on the cutting table so a greater cutting angle is preferable. Additionally, since this fabric has the same density in both weft

and warp directions along with a moderate crimp percentage, excessive cutting speed is not required to avoid slippage.

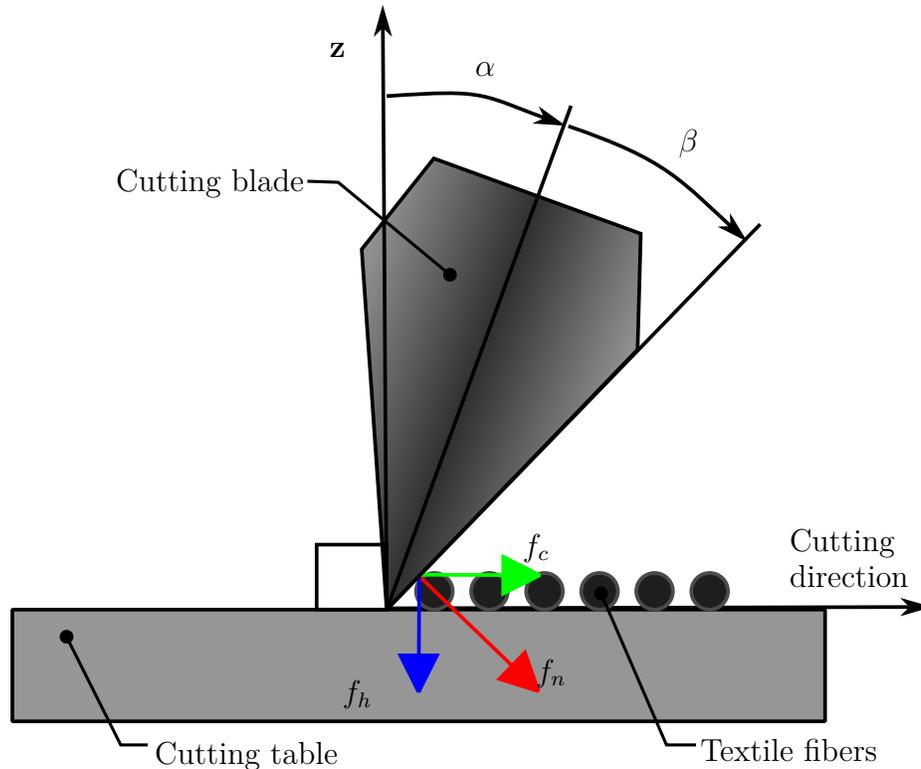


Figure 4.5 Cutting parameters.

4.4.3 Cutting technique

Finally, to prevent a human intervention to change or replace the plastic sheet on the vacuum table, a novel cutting sequence has been introduced. This technique avoids any intersecting $\pm 45^\circ$ angle cuts as defined with respect to the warp/weft principal directions. To achieve this, every $\pm 45^\circ$ angle cut is separated in two halves starting from the center of the line and going to both endpoints as illustrated in Figure 4.6. In the illustrated example, the cuts begin from the dots and ends at the tips of the arrows while the cutting order is indicated by numbers from 1 to 8. This simple technique completely eliminates fiber slippage and vacuum leaks. Also, multi-layer stack cutting is now possible. Indeed, since there are no more vacuum leaks, it is possible to add multiple layers of fabric and execute only one program to generate many cuts. With glass fiber fabrics it was found possible in experiments to simultaneously cut 20 layers and up to 12 with carbon fiber fabrics. This simple half cut technique greatly increases the productivity of the robotic ultrasonic cutting process.

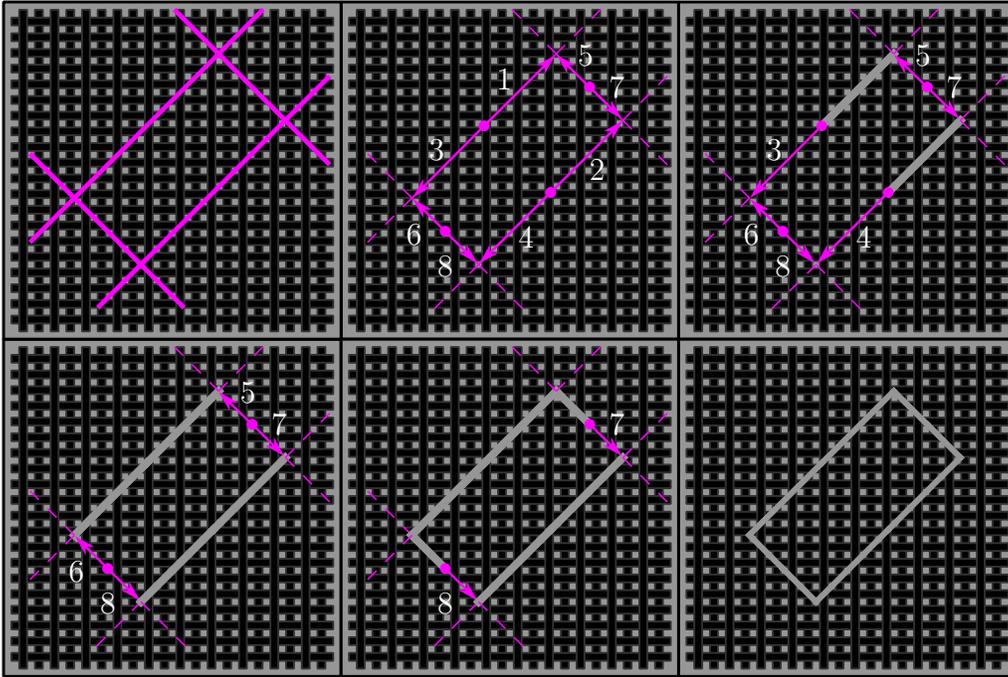


Figure 4.6 Illustration of the proposed novel cutting technique.

4.4.4 Optimal robot pose

Since the accuracy issues mostly stem from approaching a singularity inside the robot workspace, a solution is to study the kinematic performance of the robot (Angeles (2002)) during the cuts. To do this, one must find the optimal poses of the robot which minimize the condition number of its Jacobian matrix for all the cutting operations. Since the ultrasonic cutting process requires 6 *DOF* and the robot has 7, it is possible to find more than one pose for each cutting blade position and orientation. Hence, it is possible to minimize a performance index such as the condition number of the Jacobian matrix and still follow the desired trajectory. It should be noticed that this number is neither impacted by joints #1 and #6 of the robot nor by the linear rail. Furthermore, the kinematics of many common robot such as the *Kuka KR-100* allows the decoupling of the position (3 *DOF*) and the orientation (3 *DOF*) equations of the end-effector. Thus, one can calculate the position of the spherical wrist of the robot using only joints #1, #2, #3, and the linear rail. Subsequently, joints #4, #5 and #6 can be used to choose the associated orientation. Also, knowing the height of the vacuum table, the lead angle of the blade and that the latter must always be in contact with the former, it is possible to determine the height of the spherical wrist. Because this height is function only of joints #2 and #3, it is therefore possible to determine a relationship between the latter. Finally, since the robot needs to be able to cut in any direction in the plane of

the table, one cannot fix joints #4, #5 and #6. Thus, only the values of joints #2 and #3 can be chosen to minimize the condition number of the Jacobian matrix.

To find a solution of this optimization problem, a fitness function to be minimized and combining two indices is defined. The only variable of this optimization is the value of joint #2 (θ_2) since all the other joints must either stay free or be fixed. The orientation of the tool is then discretized into n values and the first performance index (S_1) is defined as the mean value of the condition number for these orientations, namely:

$$S_1 = \frac{\sum_{i=1}^n \kappa(\mathbf{J}_i)}{n}, \quad (4.2)$$

where \mathbf{J}_i is the Jacobian matrix in the i^{th} orientation and $\kappa(\mathbf{J}_i)$ is the condition number of \mathbf{J}_i . The latter is defined as the ratio of the largest singular value σ_l of \mathbf{J} to the smallest one, σ_s , i.e.:

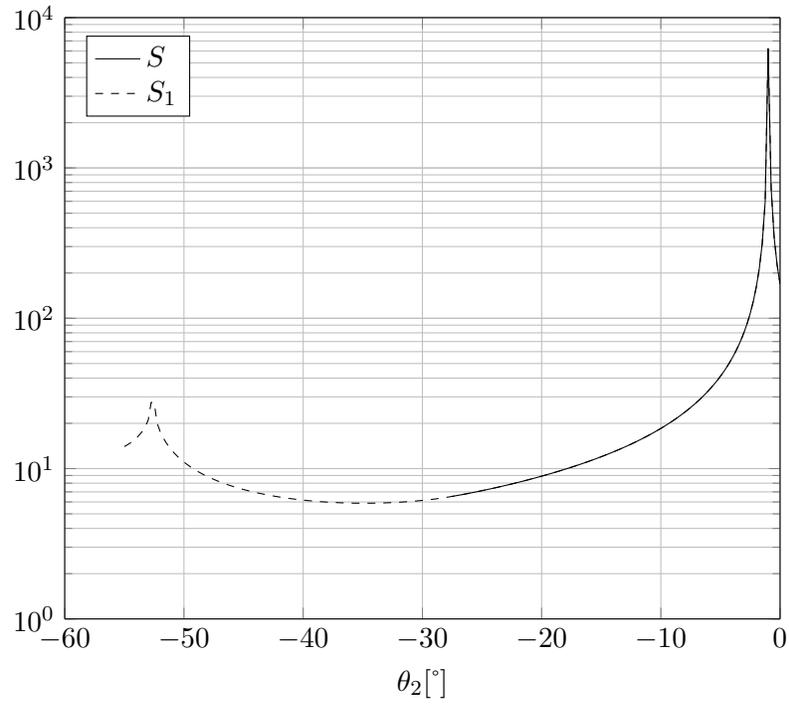
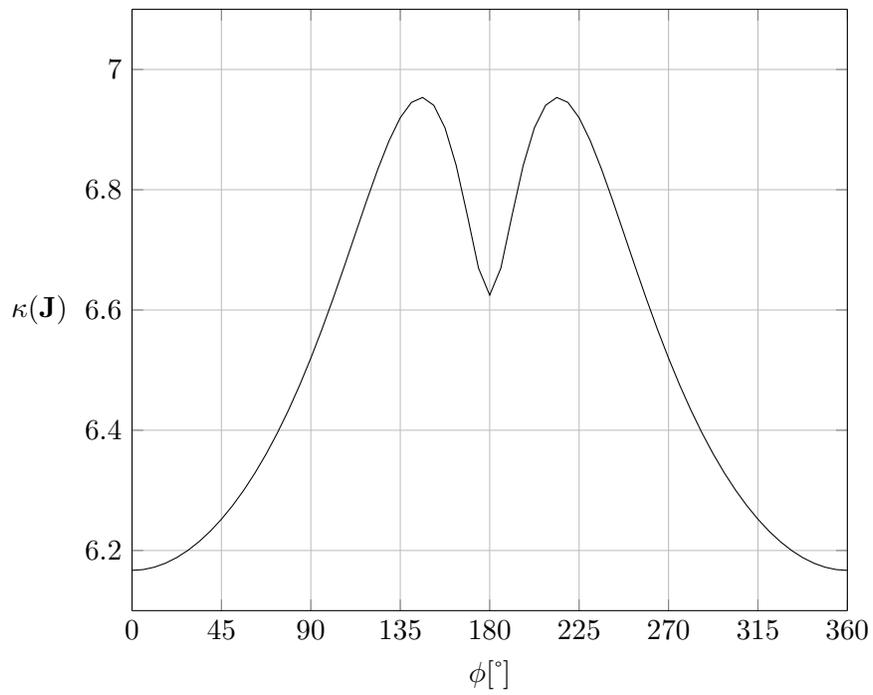
$$\kappa(\mathbf{J}) = \frac{\sigma_l}{\sigma_s} \geq 1. \quad (4.3)$$

The second performance index is the reach of the robot. Indeed, it is important to maintain a reach larger than 2.3 m in order to be able to access the entire vacuum table. Therefore, a second index is defined by:

$$S_2 = \begin{cases} \infty, & \text{if the reach is less than } 2.3 \text{ m} \\ 1, & \text{otherwise} \end{cases}. \quad (4.4)$$

The final fitness function is defined by the product of these two indices, i.e.: $S = S_1 S_2$. This function is found to be minimal for the following configuration: $\theta_2 = -27.5^\circ$ and $\theta_3 = 57.5^\circ$ which are the optimal positions for joints #2 and #3 respectively. The corresponding fitness function is plotted in Figure 4.7. Figure 4.8 presents the value of the condition number of the Jacobian matrix depending of the cutting direction for the optimal pose. One can see that the maximum reached by the condition number is slightly below 7, which is deemed satisfactorily since in general, a condition number below 10 is considered appropriate (Cheney et Kincaid (2012)). Using this technique, namely keeping joints #2 and #3 constant and using only the linear rail and joint #1 to position the spherical wrist of the robot, it is possible to avoid singularities and keep a maximal accuracy for the robotic cutting process.

Once the optimal pose of the robot is found, the velocity limits must be established. Since the cutting motion are translation in the plane of the table (XY), only the part of the Jacobian matrix related to the 2 *DOF* motion in this plane needs to be considered. Moreover, knowing

Figure 4.7 Fitness function S .Figure 4.8 Condition number as a function of the cutting angle ϕ for $\alpha = 20^\circ$.

that joints #2 and #3 are fixed, the equation relating this motion and the joint velocities of the robot is given by:

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{bmatrix} = \mathbf{J}' \begin{bmatrix} \dot{e}_1 \\ \dot{\theta}_1 \end{bmatrix}$$

$$\text{with } \mathbf{J}' = \begin{bmatrix} 1 & -s_{xy} \sin \theta_1 \\ 0 & s_{xy} \cos \theta_1 \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

$$\text{and } s_{xy} = 1.0 \text{ m} \cos(\theta_2 + \theta_3) - 0.045 \text{ m} \sin(\theta_2 + \theta_3) + 1.25 \text{ m} \cos \theta_2 + 0.35 \text{ m},$$

where s_{xy} is the distance in the plane XY between the spherical wrist of the robot and axis #1. The variables θ_1 , θ_2 , θ_3 , and e_1 are the position of joints #1, #2, #3, and the linear rail respectively. The numerical coefficients in Eq. (4.5) represent distances between the joints expressed in meters. In the optimal pose, it is possible to access the entire cutting workspace when the first rotary joint (θ_1) is between -10° and -65° while the linear joint (e_1) moves from 1700 mm to 5900 mm. Therefore, it is possible to compute \mathbf{J}' for every position in the cutting workspace. Then, considering the cutting direction, one can set a constant cutting velocity (v) along a direction defined by the angle ϕ (cf. Figure 4.8) and rewrite the velocity equation as:

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \phi \\ \sin \phi \end{bmatrix} v = \begin{bmatrix} 1 & -s_{xy} \sin \theta_1 \\ 0 & s_{xy} \cos \theta_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{e}_1 \\ \dot{\theta}_1 \end{bmatrix}. \quad (4.6)$$

Setting a particular value for the cutting velocity and considering a cutting direction between 0° and 360° , one can plot the joint velocities of joint #1 and the linear rail as shown in Figures 4.9 and 4.10. As can be seen in these figures, for a cutting velocity of 1.0 m/s, the maximal joint velocities reached by the linear rail and joint #1 are respectively $\pm 2.36 \text{ m/s}$ and $\pm 58.89^\circ/\text{s}$, while the actual joint velocities limits of the robot are respectively $\pm 2.50 \text{ m/s}$ and $\pm 101^\circ/\text{s}$. This cutting velocity is therefore feasible for the robot.

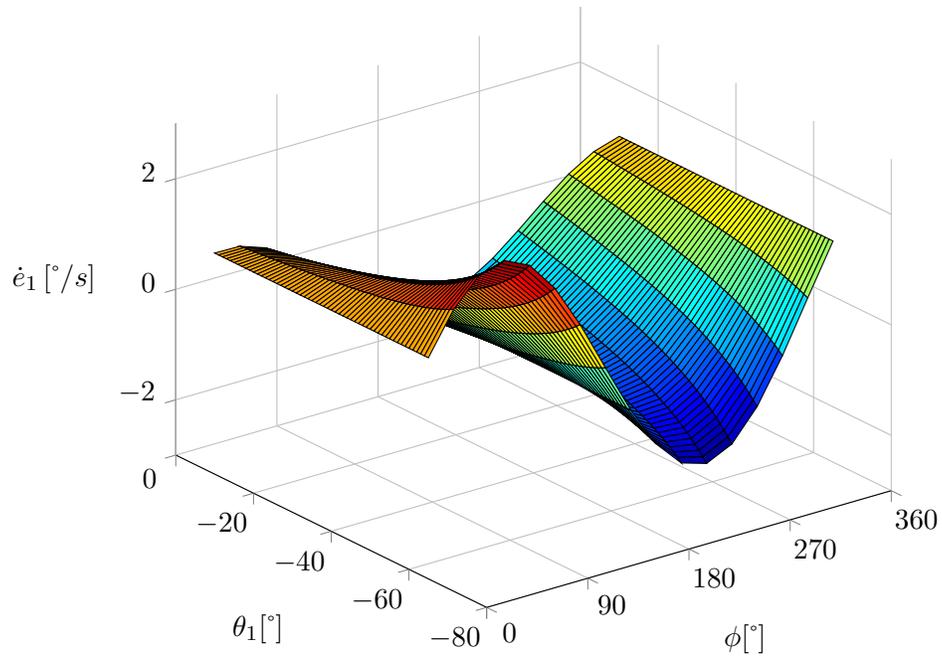


Figure 4.9 Rail velocity as a function of θ_1 and ϕ for $v = 1.0 \text{ m/s}$.

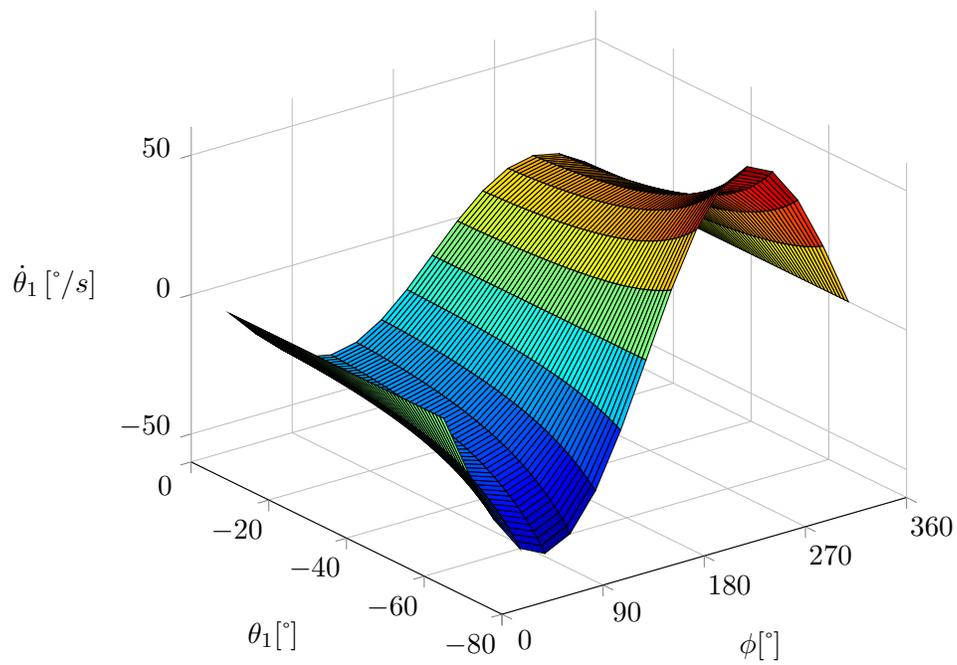


Figure 4.10 First joint velocity as a function of θ_1 and ϕ for $v = 1.0 \text{ m/s}$.

4.5 Contactless calibration

The chosen solution to calibrate the robotic workcell is based on the measurement of the positions of three circular targets with a laser distance unit, namely a *Keyence IL-100* with *IL-1000* controller. This sensor allows to precisely measure the distance between the end-effector of the robot and a reflective surface. Therefore, positions of reference points can be estimated without any contacts, avoiding potential damages. To define a calibration frame, three circular targets are first installed: the first one is placed at the desired origin of the frame, the second is positioned along the positive side of the x axis of the reference frame while the third target is placed along the positive side of the y axis still of the reference frame. Figure 4.11 shows an example of target positioning. Once these targets are in place, the positions of their centers are determined by measuring multiple points along their edges. Knowing the centers of these three targets from the position of their edges, it is then possible to calculate a calibrated reference frame and record it in the controller of the robot.

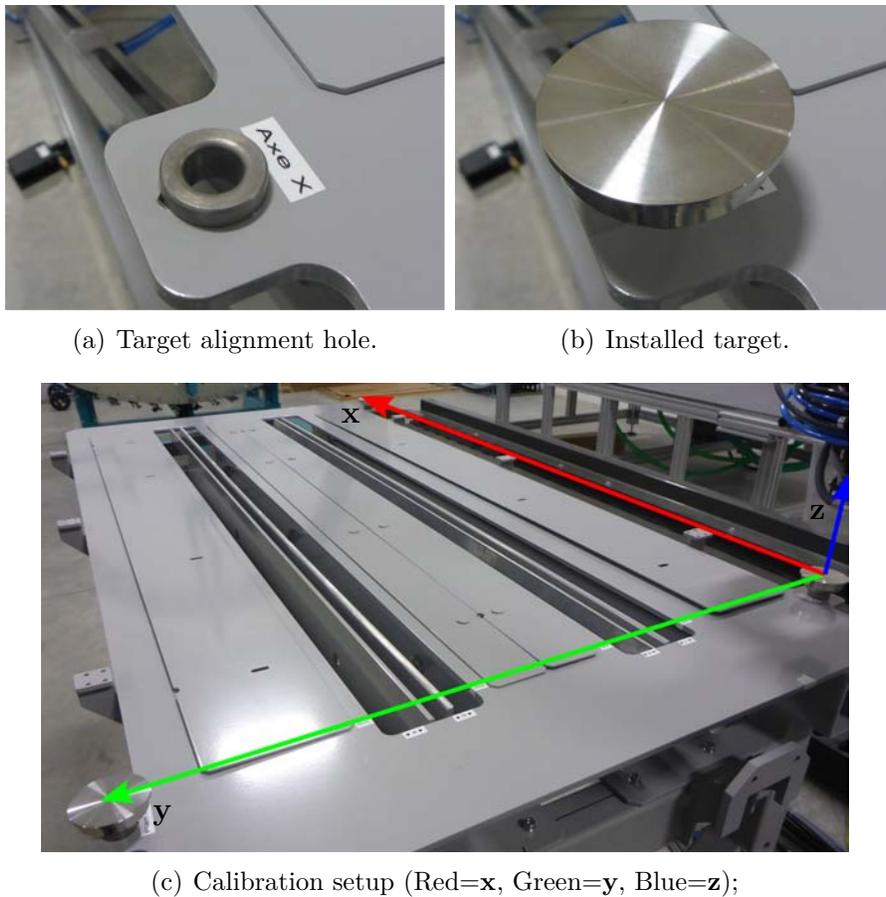


Figure 4.11 Target positioning.

4.5.1 Position computation

First, let us define matrices ${}^{\mathbf{W}}\mathbf{T}_{\mathbf{T}}$ and ${}^{\mathbf{T}}\mathbf{T}_{\mathbf{P}}$ which respectively stand for the homogeneous transformation matrix of a change of frame between the *World* to the *Tool* reference axes and from the *Tool* frame to the position of the laser spot. Hence, the position of the laser spot can be expressed in the *World* axes by:

$${}^{\mathbf{W}}\mathbf{T}_{\mathbf{P}} = {}^{\mathbf{W}}\mathbf{T}_{\mathbf{H}} {}^{\mathbf{H}}\mathbf{T}_{\mathbf{P}} \quad (4.7)$$

and the position vector of the laser spot in the *World* frame is defined by the last column of ${}^{\mathbf{W}}\mathbf{T}_{\mathbf{P}}$.

4.5.2 Estimation of the circle center

To compute the center of a circle from a given number of points at its edge, a least-square circle fit algorithm can be used as described in (Bullock (2006)). Let (x_c, y_c) be the coordinates of the center of a circle and $\{(x_i, y_i) | i = 1, \dots, n\}$ these of n points on this circle. One has:

$$\begin{bmatrix} x_c \\ y_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{x} \\ \bar{y} \end{bmatrix} + \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \sum u_i^2 & \sum u_i v_i \\ \sum u_i v_i & \sum v_i^2 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \sum u_i^3 + \sum u_i v_i^2 \\ \sum v_i^3 + \sum v_i u_i^2 \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

with:

$$\bar{x} = \sum \frac{x_i}{n}, \bar{y} = \sum \frac{y_i}{n}, u_i = x_i - \bar{x}, v_i = y_i - \bar{y}. \quad (4.9)$$

4.5.3 Frame estimation

A frame is defined by three orthogonal unit vectors (\mathbf{u} , \mathbf{v} , and \mathbf{w}) and the intersection of these three vectors define the origin of the frame. A vector starting from the origin of the *World* frame and ending at a specific position is denoted \mathbf{p} . Then, the homogeneous transformation from the *World* frame to another frame at \mathbf{p} with axes \mathbf{u} , \mathbf{v} , and \mathbf{w} , for instance called *Base*, is defined by:

$${}^{\mathbf{W}}\mathbf{T}_{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} \mathbf{u} & \mathbf{v} & \mathbf{w} & \mathbf{p} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (4.10)$$

To simplify the implementation of the proposed calibration technique in the controller of the

robot, the previous frame is defined by a sequence of the following transformations:

$${}^w\mathbf{T}_B = \mathbf{T}_{xyz}\mathbf{R}_w\mathbf{R}_v\mathbf{R}_u$$

$$\text{with } \mathbf{T}_{xyz} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & x \\ 0 & 0 & 0 & y \\ 0 & 0 & 0 & z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \mathbf{R}_w = \begin{bmatrix} \cos a & -\sin a & 0 & 0 \\ \sin a & \cos a & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (4.11)$$

$$\mathbf{R}_v = \begin{bmatrix} \cos b & 0 & \sin b & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin b & 0 & \cos b & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \text{ and } \mathbf{R}_u = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos c & -\sin c & 0 \\ 0 & \sin c & \cos c & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix},$$

where \mathbf{T}_{xyz} represents a translation along \mathbf{x} , \mathbf{y} , and \mathbf{z} while \mathbf{R}_u , \mathbf{R}_v , and \mathbf{R}_w respectively stand for a rotation around \mathbf{u} , \mathbf{v} , and \mathbf{w} . This sequence corresponds to the standard definition of a frame in the controller of the robot, see (KUKA (2010)). One can expand the previous equation and when combined to **Equation (4.10)**, it yields:

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} \cos a \cos b \\ \cos b \sin a \\ -\sin b \end{bmatrix}, \mathbf{v} = \begin{bmatrix} \cos a \sin b \sin c - \cos c \sin a \\ \cos a \cos c + \sin a \sin b \sin c \\ \cos b \sin c \end{bmatrix}, \quad (4.12)$$

$$\mathbf{w} = \begin{bmatrix} \sin a \sin c + \cos a \cos c \sin b \\ \cos c \sin a \sin b - \cos a \sin c \\ \cos b \cos c \end{bmatrix} \text{ and } \mathbf{p} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix}.$$

After the estimation of the centers of the three calibration targets, vectors \mathbf{u} , \mathbf{v} , and \mathbf{w} are known. To find a , b and c , two possible orientations of \mathbf{u} must be taken into account. Indeed, when \mathbf{u} is parallel with \mathbf{z} , i.e. $\mathbf{u} \pm \mathbf{z}$, one has $\cos b = 0$ and $\sin b = \pm 1$, it is then possible to express \mathbf{u} , \mathbf{v} and \mathbf{w} as:

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \Delta \end{bmatrix}, \mathbf{v} = \begin{bmatrix} -\sin(a + \Delta c) \\ \cos(a + \Delta c) \\ 0 \end{bmatrix} \text{ and } \mathbf{w} = \begin{bmatrix} -\Delta \cos(a + \Delta c) \\ -\Delta \sin(a + \Delta c) \\ 0 \end{bmatrix}, \quad (4.13)$$

with $\Delta = \pm 1$. Hence, when \mathbf{u} is parallel to \mathbf{z} after a rotation around \mathbf{v} , the angles a and c

both generate rotations around only \mathbf{z} and either add or subtract. If this happens, one can set $c = 0$ and obtain:

$$\begin{aligned} a &= \text{atan2}(-\mathbf{v}^T \mathbf{x}, \mathbf{v}^T \mathbf{y}) \\ \text{and } b &= \text{atan2}(-\mathbf{v}^T \mathbf{z}, 0). \end{aligned} \tag{4.14}$$

If \mathbf{u} is not parallel to \mathbf{z} , $\cos b$ cannot be 0 and it is thus possible to obtain:

$$\begin{aligned} a &= \text{atan2}(\mathbf{u}^T \mathbf{y}, \mathbf{u}^T \mathbf{x}), \\ b &= \text{atan2}(-\mathbf{u}^T \mathbf{z}, \sqrt{1 - (\mathbf{u}^T \mathbf{z})^2}), \\ \text{and } c &= \text{atan2}(\mathbf{v}^T \mathbf{z}, \mathbf{w}^T \mathbf{z}). \end{aligned} \tag{4.15}$$

4.5.4 Experimental results

Using 24 points for each target, it was possible to calibrate a frame with an acceptable accuracy as illustrated in Table 4.1 with an example.

Table 4.1 Accuracy of the calibration using 24 points.

	Precision	Repeatability
Origin	$\leq 0.1 \text{ mm}$	$\pm 0.13 \text{ mm}$
Orientation	$\leq 0.0035^\circ$	$\pm 0.0045^\circ$

Since more precise measurement tools were not available, the true position of the origin is estimated from a calibration using 180 points. Therefore, the precision is the maximal distance between the estimated true origin and the measured one. The repeatability is the standard deviation of a measurement sample. The latter is a set of measures that are generated from the repetition of the exact same measurement sequence. After analysis of the results, one can conclude that the actual position error mainly comes from two sources, namely: the spot diameter of the laser and the accuracy of the robot. Indeed, since the spot of laser has a diameter of $1350 \mu\text{m}$, see (Keyence (2012)), the controller of the laser cannot exactly determine if the spot is before or after the edge when the edge is within this diameter. Furthermore, the robot has a path repeatability of $\pm 0.2 \text{ mm}$, see (KUKA (2006)), which is also a cause of the repeatability error.

4.6 Textile handling tool

A textile handling tool dedicated to *CFRP* preform manipulation was designed and is composed of a rigid structure with several protruding legs on which grippers are installed. Two

types of legs are used depending of the required functionality. The first type provides positioning and height compliance and uses three lockable prismatic joints complemented by a redundant one but passive this time (PPPP). This redundancy can be used to set different normal positions of the passive joint from one leg to another. The second type of leg is constituted by the same previous kinematic arrangement with an additional Remote Center Compliance (*RCC*) universal joint at its end to accommodate various orientations (PPPPU). Both legs are schematically illustrated in Figure 4.12. The *RCC* is a custom mechanism that has been designed specifically for the fabric gripper as presented in (Dubois et Birglen (2015)). It allows for a compliant rotation around two intersecting axes at the surface of the gripper.

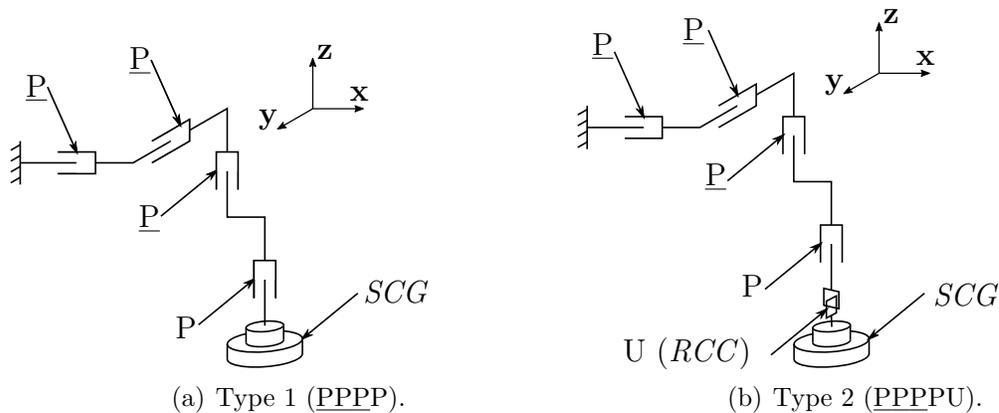


Figure 4.12 Kinematic description of the two leg types.

To control these grippers, a pressure regulator and pneumatic distributors are added. all these devices are connected to a PROFIBUS communication network controlled by the robot. Using the pressure regulator, the gripping force can be adjusted and individual grippers can be (de)activated through the distributors. The associated pneumatic scheme is presented in Figure 4.13. The tool itself is shown in Figure 4.14.

4.6.1 Results

Preliminary experimentation demonstrated the capability of this tool. Indeed, it was possible to stack up to 20 carbon fabric layers with a precision and a gentleness far exceeding previous manual handling. No visible deformations could be noticed on the fabric processed by the robot.

Furthermore, using the pressure regulator, it is possible to separate stacked fabric layers. To do this, one must put in contact all the grippers to the stack, then raise the handling tool of 25 *mm* while activating the grippers using a low pressure of approx. 2 *bar*. Since

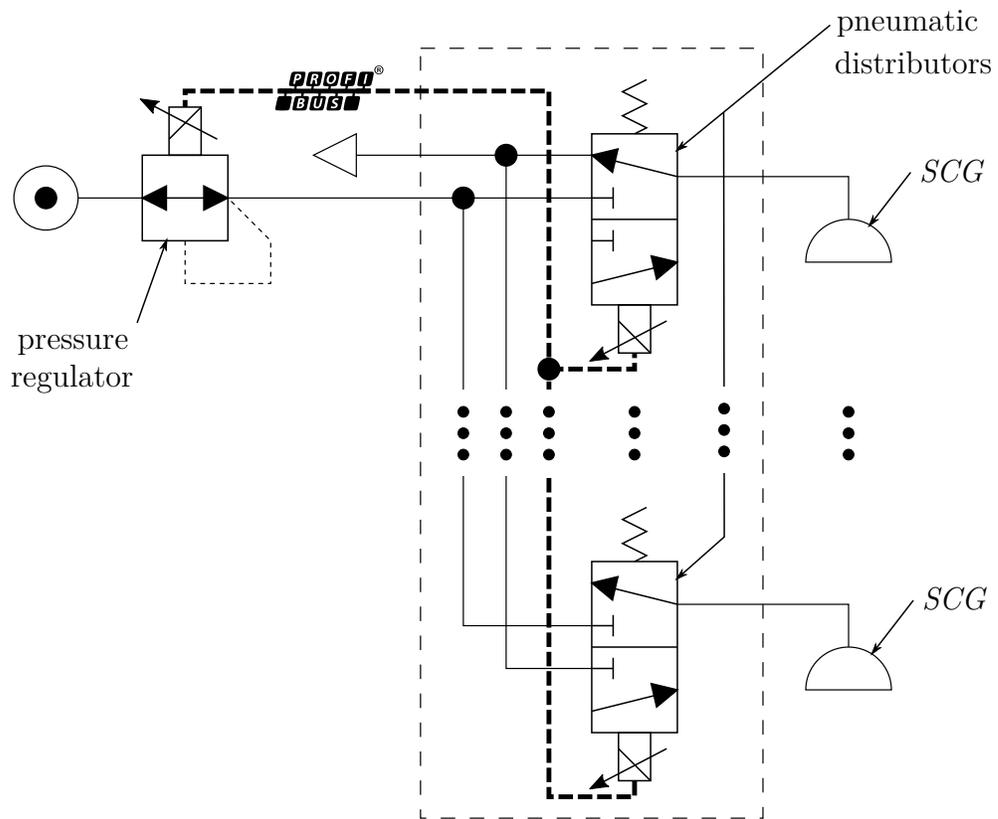


Figure 4.13 Pneumatic scheme.

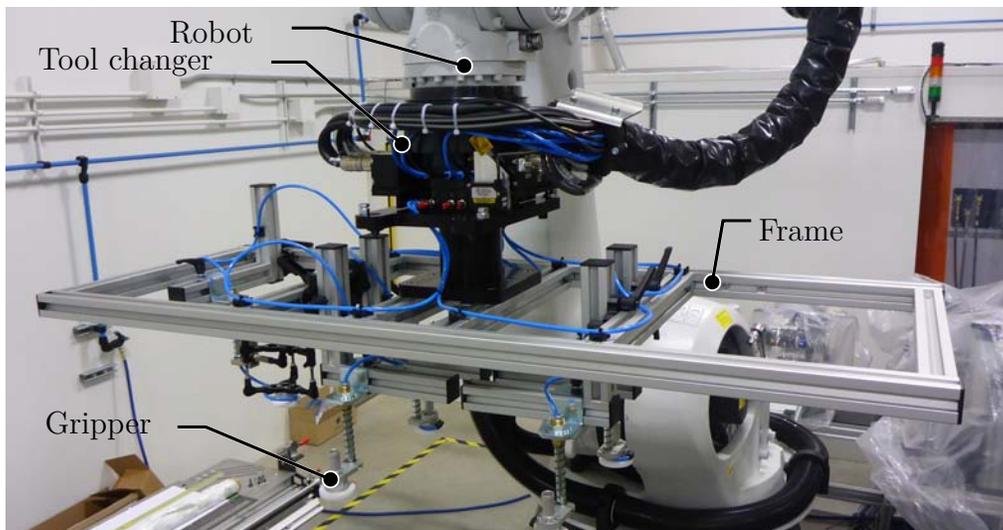


Figure 4.14 Illustration of the textile handling tool.

this pressure is limited, the gripping force is significantly reduced and only the first layer of fabric is lifted. Then, the pressure can be increased up to the normal magnitude of around 8 *bar* which completely separates the first layer from the stack. Figure 4.15 illustrates this separation sequence for a stack of four glass fiber layers.

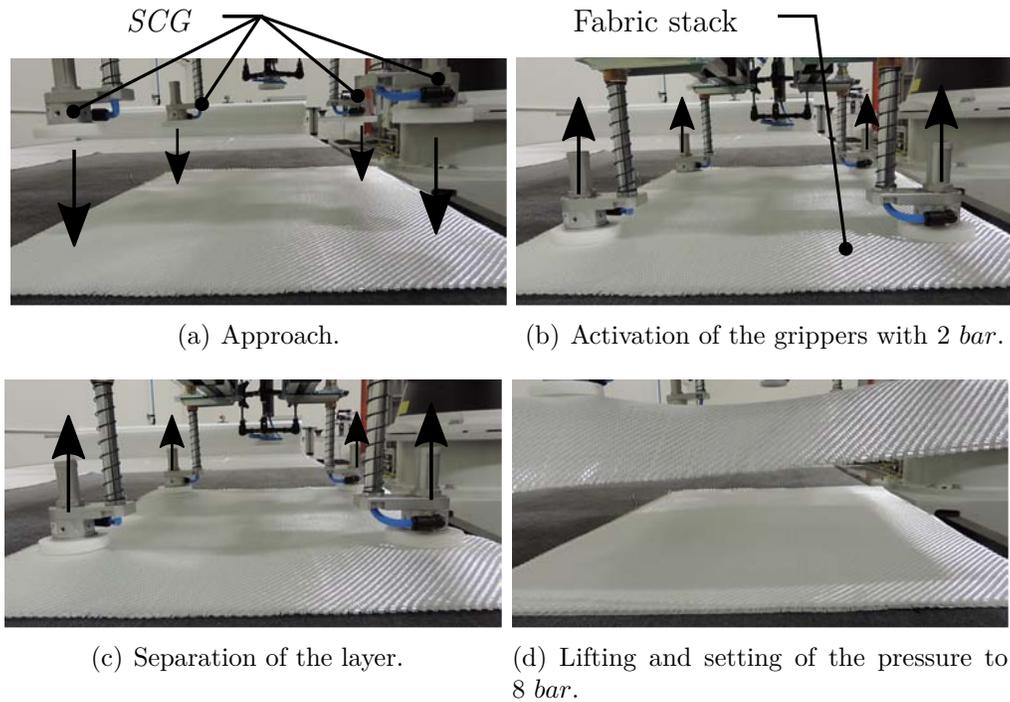


Figure 4.15 Illustration of a fabric layer separation sequence.

4.7 Conclusion

In conclusion, this paper has presented several results to optimize manufacturing of textile preforms of *CFRP* using a robotic workcell. First, optimal ultrasonic cutting parameters were identified and a novel cutting sequence was proposed. Secondly, the optimal pose of the robot to maximize accuracy was found out. This was completed by a contactless calibration procedure. Finally, a new tool dedicated to textile handling was designed. Future work will focus on increasing the accuracy of the calibration sequence as well as shortening its duration. The impact of changing the ultrasonic cutting amplitude and frequency on the quality of the resulting also be explored. Additional textile handling experimentations are also considered, for instance, the separation of multiple fabric layers from a stack and also the stack build-up on non-planar surface.

CHAPITRE 5 ASPECTS MÉTHODOLOGIQUES ET RÉSULTATS COMPLÉMENTAIRES

Le chapitre précédent résumait les solutions développées afin de résoudre les problèmes énoncés au chapitre 1. Cependant, vu le format limité de l'article, certaines notions ont été omises volontairement. Ce chapitre contient les aspects méthodologiques ainsi que certains résultats complémentaires.

5.1 Position du rail optimisant l'indice de performance cinématique

L'article présenté au chapitre précédent explique comment il est possible d'obtenir une pose cinématiquement optimale en fixant les articulations #2 et #3 à certaines valeurs (cf. figure 1.10). En appliquant cette technique, on obtient alors une distance constante entre l'axe #1 et le poignet sphérique, à savoir s_{xy} . Il est ainsi possible de déduire la position du rail (e_1) avec la relation suivante :

$$e_1 = s_x \pm \sqrt{s_{xy}^2 - s_y^2}, \quad (5.1)$$

où s_x et s_y correspondent aux coordonnées x et y du poignet sphérique dans le repère *Universel*. Ces dimensions sont illustrées à la figure 5.1. Les coordonnées du poignet sphérique, quant à elles, peuvent être obtenues à l'aide des transformées homogènes suivantes :

$${}^U\mathbf{T}_P = {}^U\mathbf{T}_B {}^B\mathbf{T}_O {}^O\mathbf{T}_E {}^M\mathbf{T}_E^{-1} {}^P\mathbf{T}_M^{-1}, \quad (5.2)$$

sachant que ${}^U\mathbf{T}_P$, ${}^U\mathbf{T}_B$, ${}^B\mathbf{T}_O$, ${}^O\mathbf{T}_E$, ${}^M\mathbf{T}_E$ et ${}^P\mathbf{T}_M$ sont respectivement les transformations homogènes des repères *Universel* vers le poignet sphérique, *Universel* vers la *Base*, de la *Base* vers l'*Objet*, de l'*Objet* vers l'*Effecteur*, de la *Main* vers l'*Effecteur* et du poignet sphérique vers la *Main* (cf. figure 1.9). Notons que comme l'*Outil* est en contact avec la *Tâche*, c.-à-d. le robot suit une trajectoire de découpe, ${}^O\mathbf{T}_E = \mathbf{I}_4$. Spécifiquement pour la découpe ultrasonique au GCTTG les matrices ci-haut sont définie par l'équation (5.3)

$$\begin{aligned}
{}^U\mathbf{T}_B &= \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 6.543 \\ 0 & -1 & 0 & -0.972 \\ 0 & 0 & 1 & -0.096 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, & {}^B\mathbf{T}_O &= \begin{bmatrix} \cos \alpha \cos \phi & -\sin \phi & -\cos \phi \sin \alpha & d_x \\ \cos \alpha \sin \phi & \cos \phi & -\sin \alpha \sin \phi & d_y \\ \sin \alpha & 0 & \cos \alpha & -d_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \\
{}^M\mathbf{T}_E &= \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0.0051 \\ 0 & 1 & 0 & -0.0004 \\ 0 & 0 & -1 & 0.7310 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} & \text{et } {}^P\mathbf{T}_M &= \begin{bmatrix} & 0 \\ \mathbf{I}_3 & 0 \\ & 0.21 \\ \mathbf{O}_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix},
\end{aligned} \tag{5.3}$$

où les valeurs 6.543, -0.972 et -0.096 sont les coordonnées de la table de découpe selon les axes \mathbf{x}_U , \mathbf{y}_U et \mathbf{z}_U du repère *Universel*, 0.0051, -0.0004 et 0.7310 sont les coordonnées du bout de la lame de découpe selon les axes \mathbf{x}_M , \mathbf{y}_M et \mathbf{z}_M du repère de la *Main*, 0.21 est la distance entre la *Main* et le poignet sphérique, α est l'angle de découpe tel qu'illustré à la figure 4.5, d_z est la profondeur de découpe, ϕ la direction de découpe et finalement d_x et d_y sont les coordonnées de découpe. Ces valeurs sont illustrées à la figure 5.2. Notons également que toutes les valeurs numériques sont en mètre. De cette façon, il est possible de déterminer la position du rail minimisant l'indice de performance cinématique défini à l'équation (4.3) en utilisant uniquement les paramètres de découpes, c.-à-d. d_x , d_y , d_z , α et ϕ .

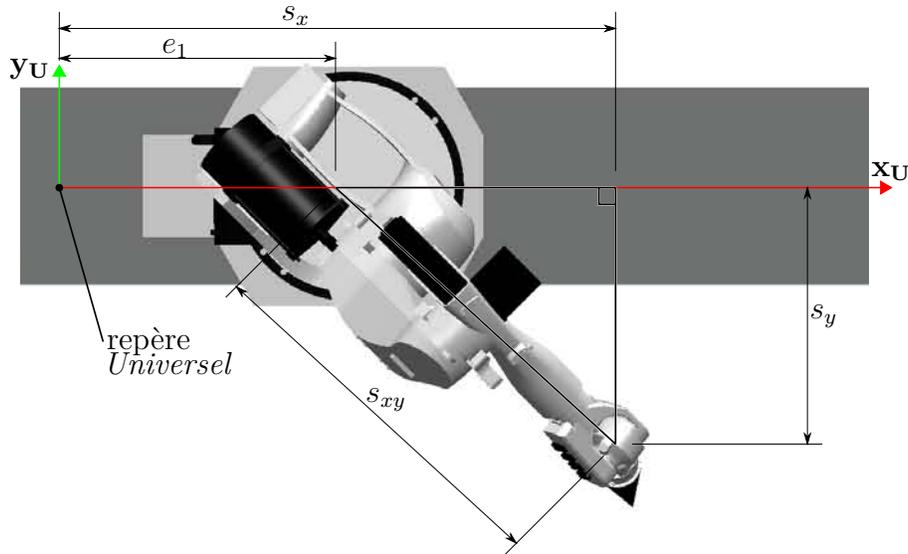


Figure 5.1 Position du poignet sphérique et du rail (vue de dessus).

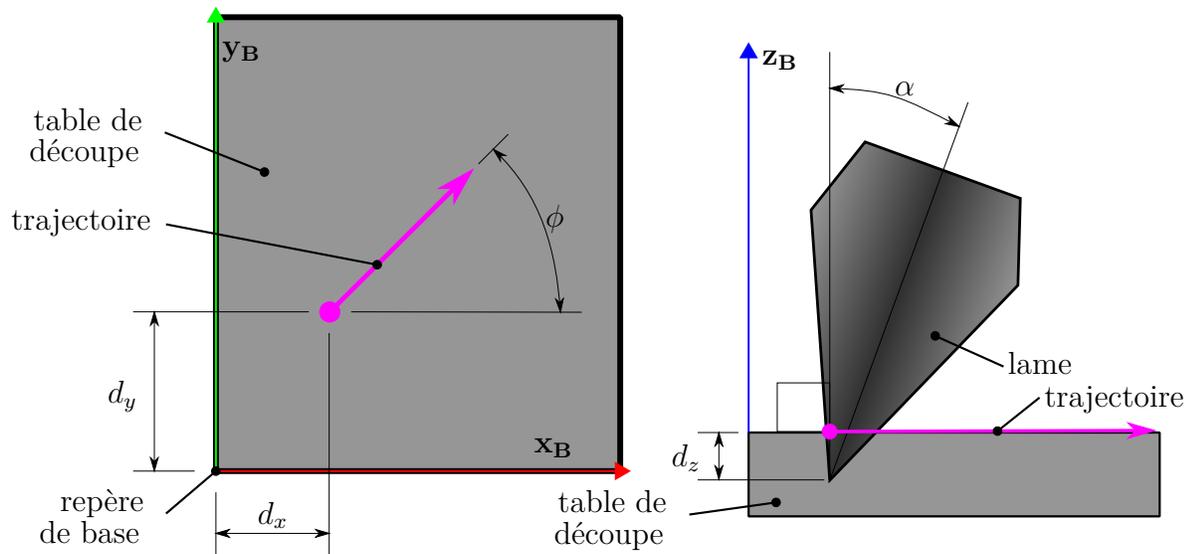
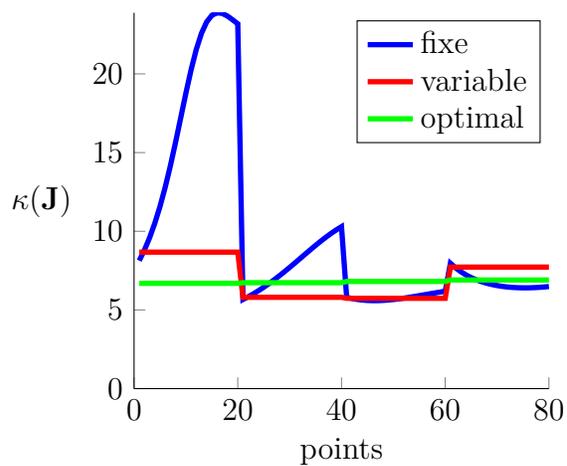
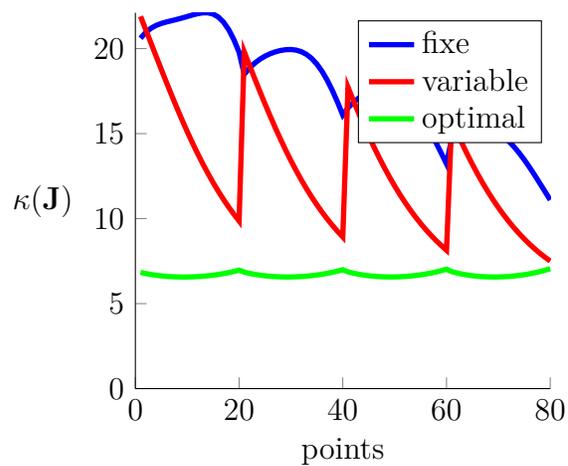
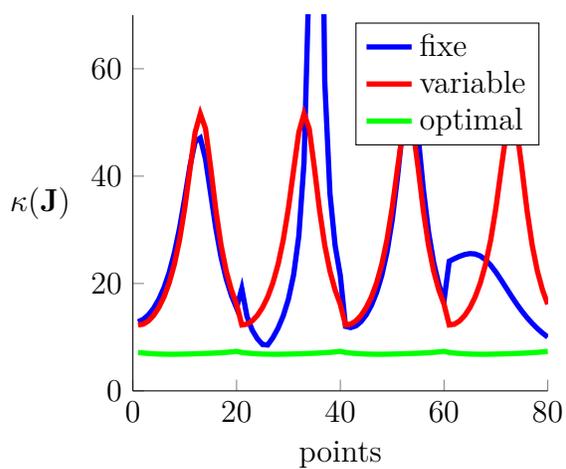
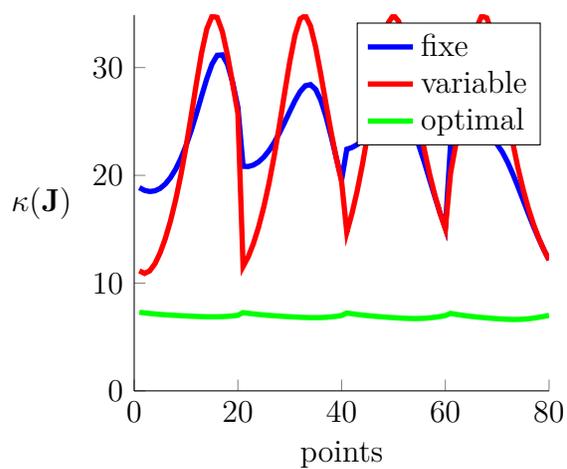


Figure 5.2 Dimensions utilisées lors de la découpe.

5.2 Implémentation dans Robotmaster

Comme décrit dans le chapitre 2, *Robotmaster* offre deux modes de programmation du rail : fixe et variable. Cependant, l'outil d'optimisation offert par ce dernier nécessite excessivement de temps et requiert une certaine habileté. Dans l'optique d'automatiser la génération de programme de découpe, il est plus avantageux d'utiliser la définition du rail optimisant l'indice de performance cinématique (mode optimal). Afin d'illustrer cet avantage, la figure 5.3 compare l'indice de performance cinématique ($\kappa(\mathbf{J})$) pour des trajectoires typiques pour les trois modes de définition du rail, c'est-à-dire, fixe, variable et optimal. Les trajectoires correspondent à quatre découpes de 1 m dans la direction ϕ séparées l'une de l'autre par 250 mm. Il est possible d'y constater que l'indice de performance cinématique est effectivement minimisé avec la méthode optimale (celle développée au chapitre 4). En effet, sa valeur n'excède jamais 10 alors que les deux autres méthodes donnent des extremums beaucoup plus élevés. Il est d'ailleurs possible de voir que pour $\phi = 90^\circ$ la méthode fixe génère une singularité (un peu avant le point 40 à la figure 5.3(c)).

(a) $\phi = 0^\circ$.(b) $\phi = 45^\circ$.(c) $\phi = 90^\circ$.(d) $\phi = 135^\circ$.Figure 5.3 $\kappa(\mathbf{J})$ pour les trois méthodes (fixe, variable, optimale).

5.3 Algorithmes de mesure

Comme présenté dans le chapitre précédent, la séquence de calibration sans contact utilise un capteur de distance afin de mesurer les positions de plusieurs points sur les arêtes des cibles de calibration. Le capteur de distance choisi utilise le principe de triangulation par laser expliqué au chapitre 2. Ce dispositif renvoie une valeur incluse entre -25 mm et 25 mm qui correspond au décalage par rapport à sa valeur nominale de 100 mm (cf. figure 5.4). Lorsque la surface réfléchissante est en dehors des plages de mesures, un signal numérique est désactivé pour indiquer au robot que la lecture n'est pas valide.

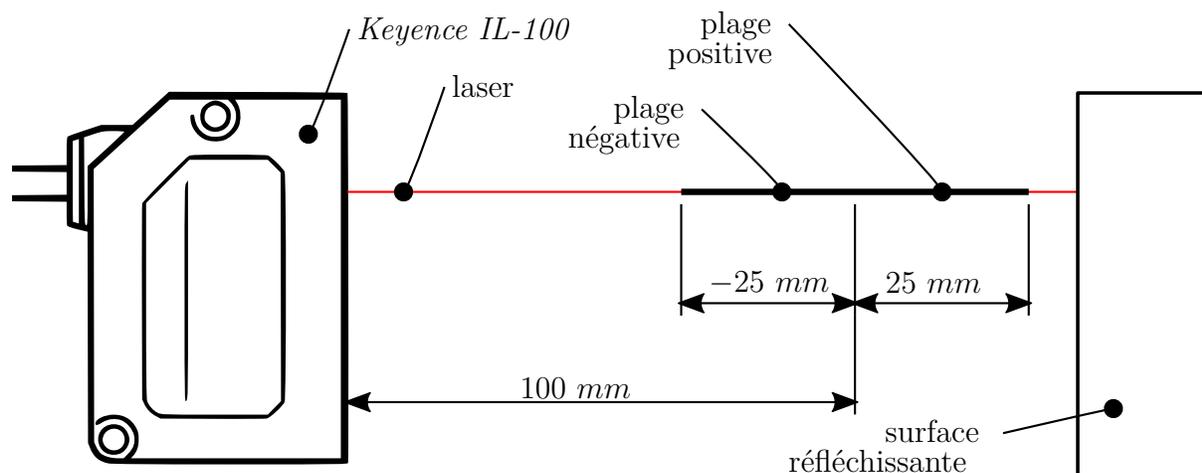


Figure 5.4 Plages de mesures du capteur *Keyence IL-100*.

La première étape pour faire la calibration du repère est de déterminer un repère approximatif. Ce dernier sera utilisé pour calculer les positions auxquelles le robot devra se déplacer pour mesurer les arêtes des cibles. Pour ce faire, l'utilisateur pointe successivement les centres des trois cibles avec le laser et exécute un premier algorithme permettant de mesurer précisément la position de l'empreinte du laser sur la surface d'une cible. Cet algorithme génère des déplacements linéaire du robot dans la direction de l'axe du laser avec des pas de 50 mm jusqu'à ce que signal de validité de la mesure soit réactivé. À ce moment, si la valeur lue est négative, le robot s'approche de la surface alors que si elle est positive, il s'en éloigne. Le pas est alors diminué à 10 mm . Lorsque la valeur lue change de signe, c.-à-d. la valeur nominale du capteur est dépassée, la direction est inversée et le pas est divisé en deux. Cet algorithme s'exécute jusqu'à ce que la valeur du pas soit inférieure à 0.001 mm assurant ainsi une précision du même ordre de grandeur. Une fois que la distance entre le capteur et la surface de la cible est égale à 100 mm , il est possible d'appliquer une transformation homogène et de déterminer la position approximative du centre de la cible dans le repère Universel.

Nommons les vecteurs entre les positions approximatives des centres des cibles #1 à #3 et l'origine du repère *Universel* \mathbf{p}_{a1} , \mathbf{p}_{a2} et \mathbf{p}_{a3} . Les vecteurs définissant le repère approximatif peuvent être trouvés grâce aux relations suivantes :

$$\mathbf{u}_a = \frac{\mathbf{p}_{a2} - \mathbf{p}_{a1}}{\|\mathbf{p}_{a2} - \mathbf{p}_{a1}\|}, \mathbf{w}_a = \frac{\mathbf{u}_a \times (\mathbf{p}_{a3} - \mathbf{p}_{a1})}{\|\mathbf{u}_a \times (\mathbf{p}_{a3} - \mathbf{p}_{a1})\|} \text{ et } \mathbf{v}_a = \mathbf{w}_a \times \mathbf{u}_a. \quad (5.4)$$

L'étape suivante est de mesurer précisément les centres des cibles de calibration. Pour ce faire, l'utilisateur doit choisir un nombre de points à mesurer (n) ainsi qu'un nombre de raffinements (n_r). L'algorithme génère ensuite n trajectoires partant du centre approximatif et se terminant à l'extérieur de la cible dans des directions réparties sur 360° tel qu'illustrées à la figure 5.5. Le centre est estimé à partir des équations de la section 4.5. Ensuite, l'estimation est raffinée n_r fois en générant de nouvelles trajectoires partant du centre estimé à l'itération précédente.

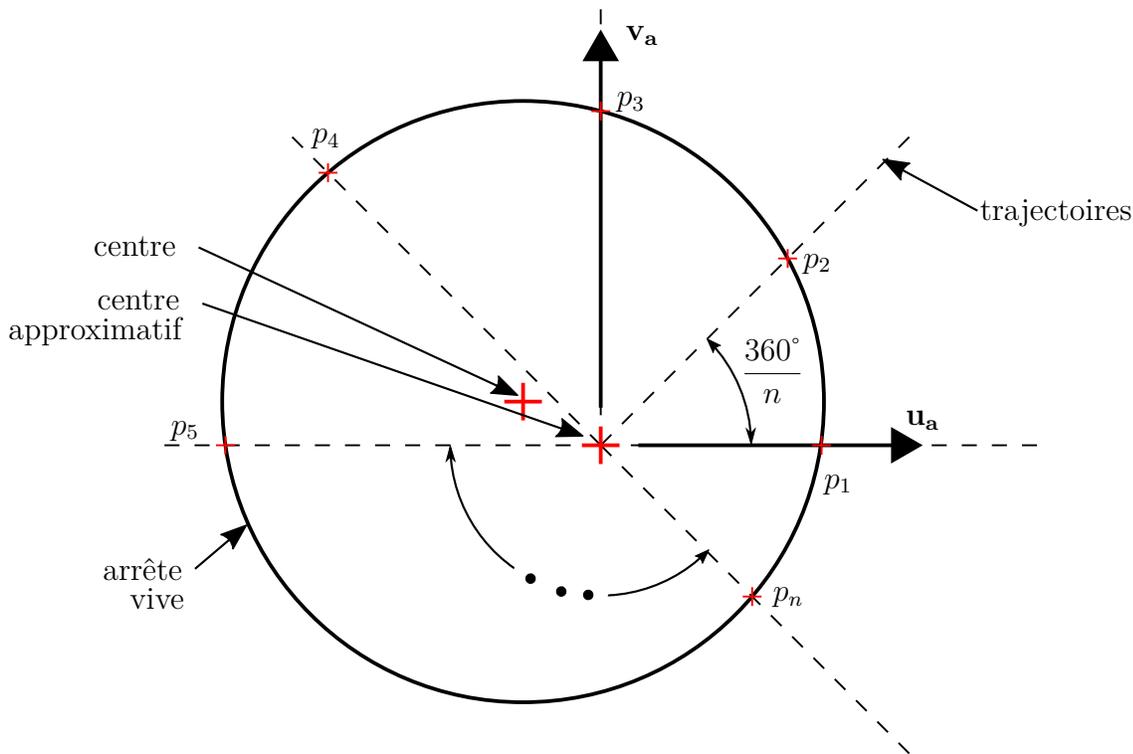


Figure 5.5 Trajectoires générées par l'algorithme de détection d'arête vive.

Pour sa part, la position de l'arête est estimée d'une façon similaire à l'algorithme d'acquisition de la position. L'algorithme génère des déplacements le long des droites montrées à la figure 5.5 et lorsque le signal de validité de la mesure se désactive, cela signifie que le laser n'est plus sur la cible, c.-à-d. l'arête a été dépassée. Le robot revient alors au point précédent,

le pas est diminué de moitié et les déplacements recommencent. Cette routine s'exécute jusqu'à ce que la valeur du pas soit inférieure à 0.001 mm . La figure 5.6 illustre le dépassement de l'arête d'une cible.

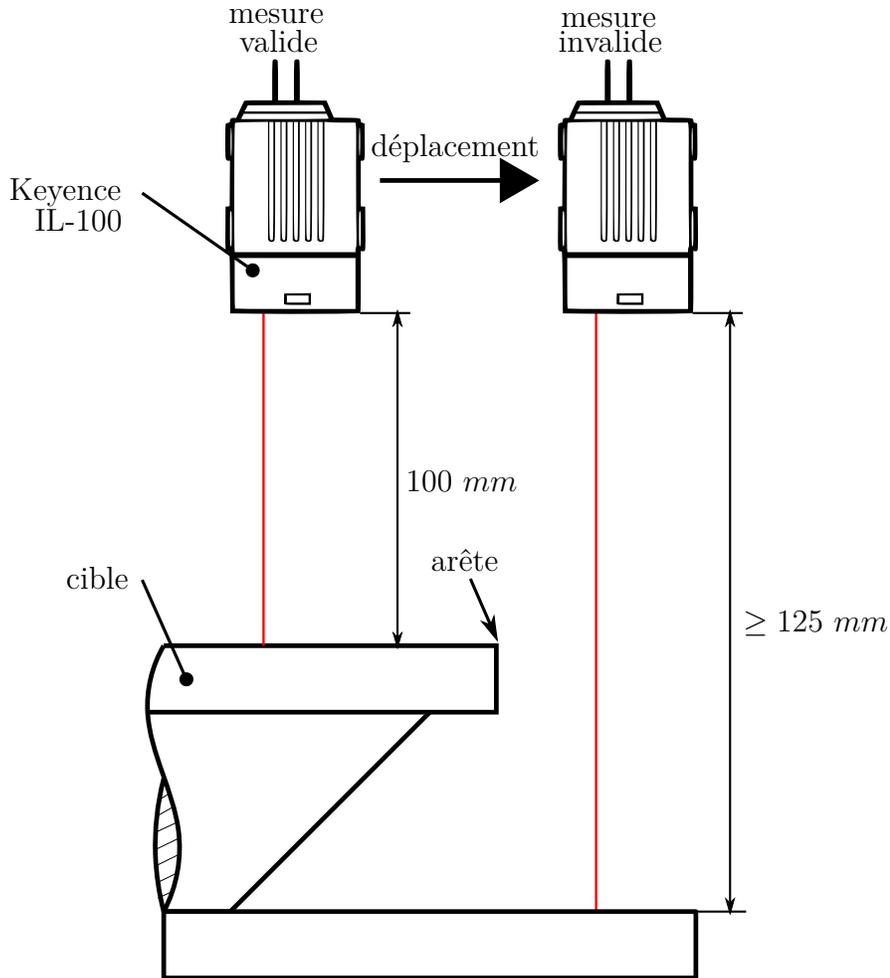


Figure 5.6 Dépassement de l'arête d'une cible.

Une fois que les positions des trois centres (\mathbf{p}_{c1} à \mathbf{p}_{c3}) sont obtenues, il suffit de remplacer les termes de l'équation (5.4) et obtenir :

$$\mathbf{u} = \frac{\mathbf{p}_{c2} - \mathbf{p}_{c1}}{\|\mathbf{p}_{c2} - \mathbf{p}_{c1}\|}, \mathbf{w} = \frac{\mathbf{u} \times (\mathbf{p}_{c3} - \mathbf{p}_{c1})}{\|\mathbf{u} \times (\mathbf{p}_{c3} - \mathbf{p}_{c1})\|} \text{ et } \mathbf{v} = \mathbf{w} \times \mathbf{u}. \quad (5.5)$$

En utilisant cette méthode avec $n = \{3, 6, 12, 24, 180\}$ et $n_r = 10$ sauf pour $n = 180$, on peut tracer les figures 5.7 et 5.8 qui représentent respectivement les points mesurés ainsi que les centres estimés. Il est possible de voir que la positions estimée des centres varie beaucoup d'une itération à une autre mais semble restreint à une certaines région de confiance.

Définissons l'erreur absolue d'une estimation de la position du centre d'un cible par l'équation suivante :

$$erreur = \sqrt{(x_c^{180} - x_c^n)^2 + (y_c^{180} - y_c^n)^2}, \quad (5.6)$$

où x_c^n et y_c^n sont les coordonnées estimés du centre de la cible avec une mesure à n points. En d'autres mots, l'erreur correspond à la distance entre les centres estimés avec n et 180 points. Cette définition de l'erreur a été choisi car l'estimation faite à l'aide de 180 points est considérée comme la plus précise.

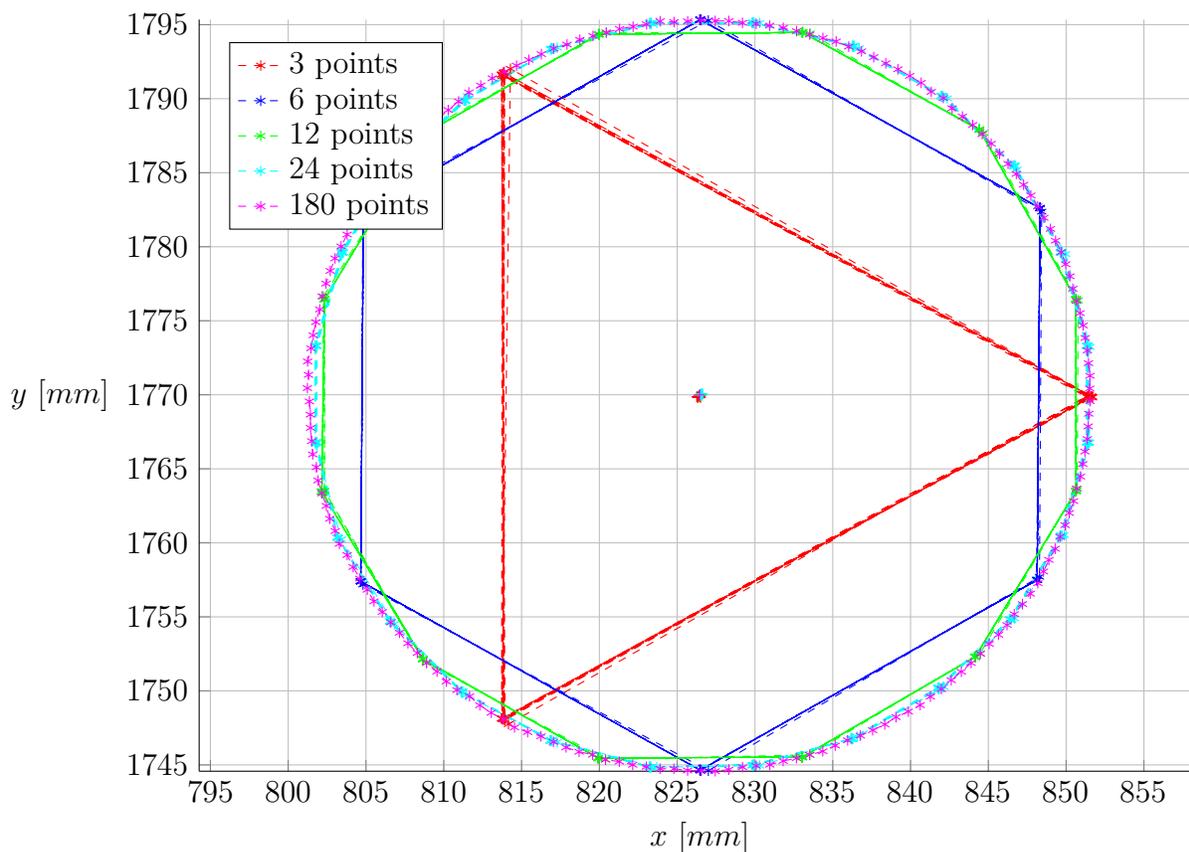


Figure 5.7 Points mesurés.

Il est possible de voir à la figure 5.9 que l'erreur absolue est inférieure à 0.1 mm après un maximum de 10 raffinements à l'exception de la méthode avec $n = 3$. En effet, pour ce nombre de points, l'erreur est environ du double. En plus des sources d'erreurs sont mentionnées au chapitre 4, on peut également mentionner l'erreur due au manque de perpendicularité entre les axes normaux aux surface des cibles et le plan de mesure. La projection de l'arête de la cible n'est donc pas un cercle mais une ellipse. La figure 5.10 illustre ce phénomène avec une

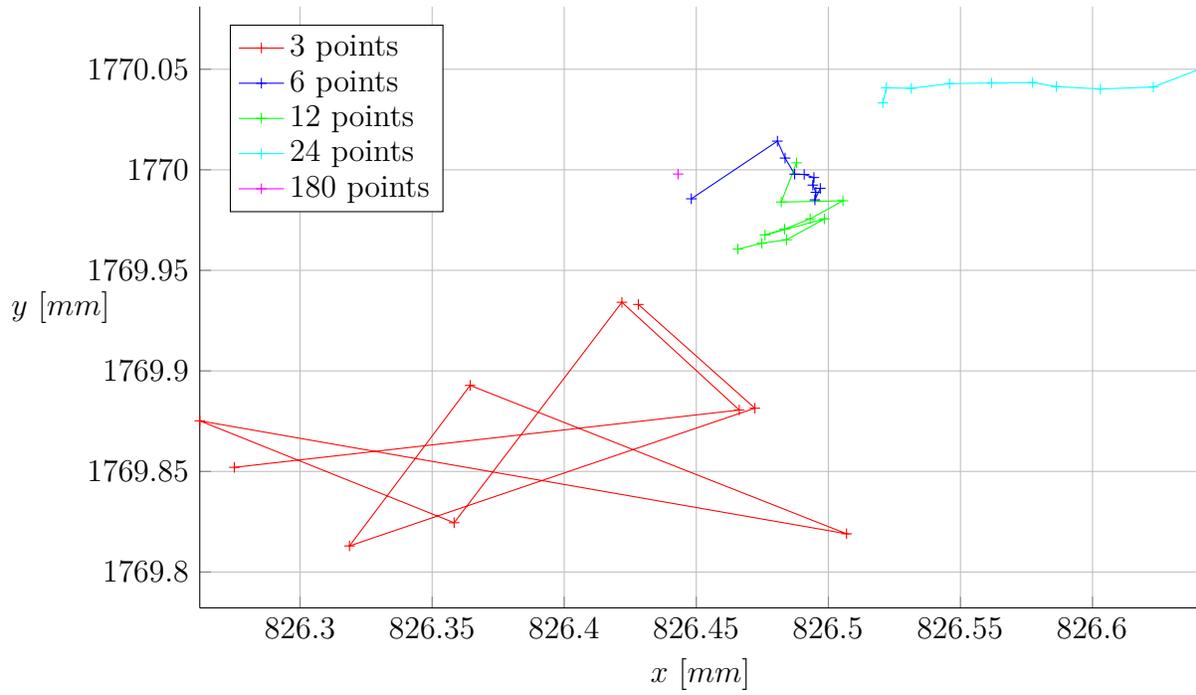


Figure 5.8 Centres estimés.

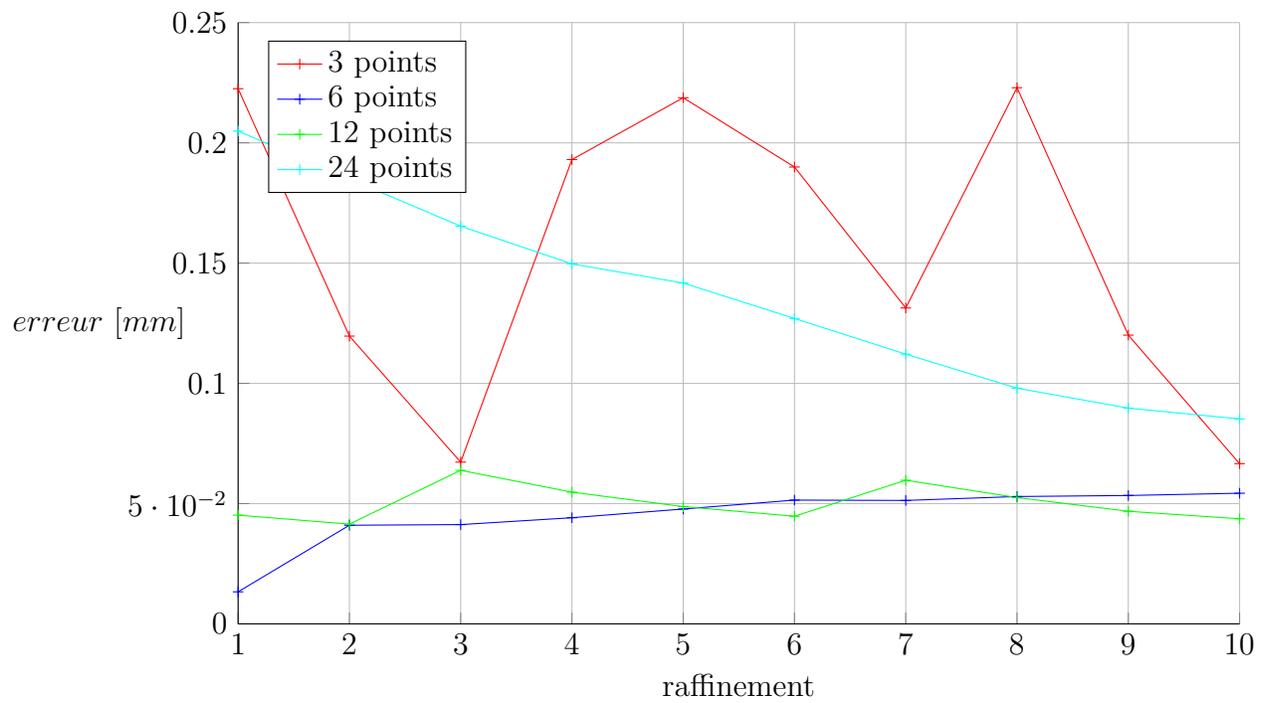


Figure 5.9 Erreur absolue.

mesure faites avec $n = 360$. Il est possible d'y voir les axes majeur et mineur d'une ellipse. Le phénomène induit une erreur d'estimation lors de la mesure avec un faible nombre de points.

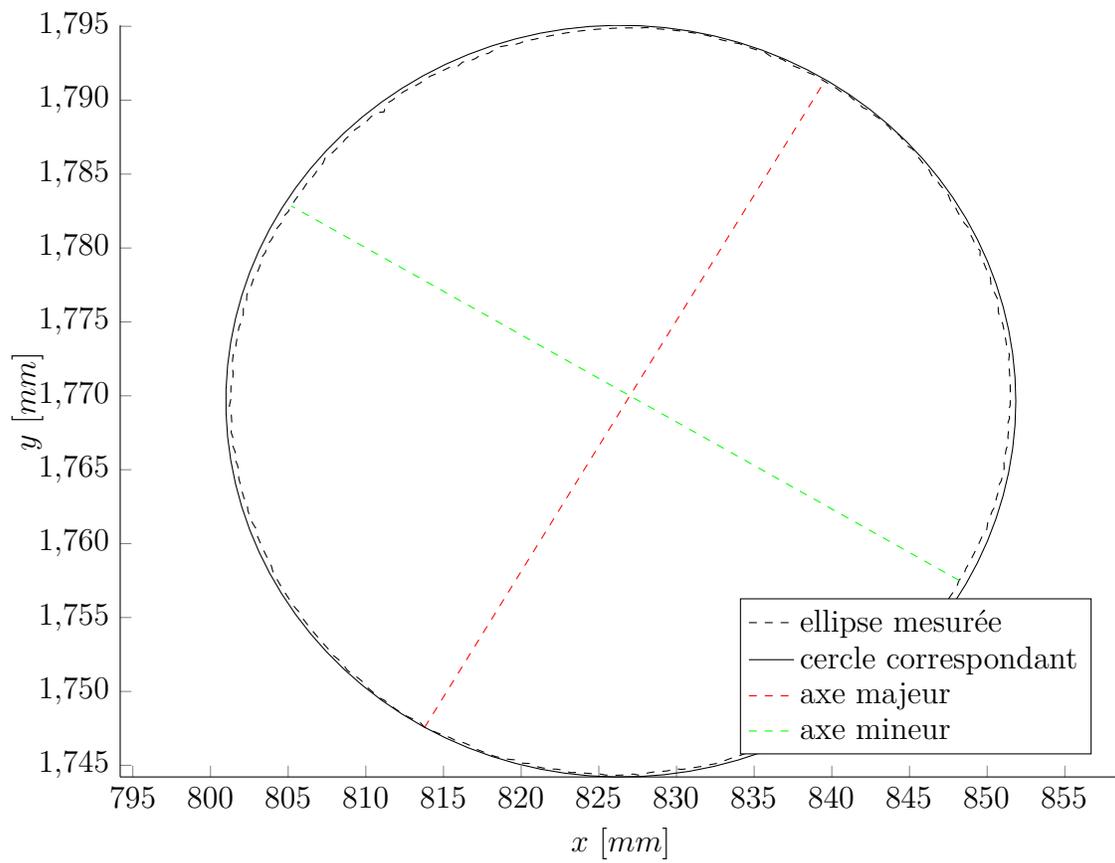


Figure 5.10 Axes majeur et mineur de l'ellipse mesurée.

CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE ET AMÉLIORATIONS FUTURES

Ce chapitre présente l'analyse des résultats des deux chapitres précédents en plus d'une discussion sur leurs impacts sur les travaux réalisés et futurs.

6.1 Découpe ultrasonique

Les deux précédents chapitres ont démontré que l'utilisation de l'équation (5.1) permet de maintenir une pose optimale qui minimise le conditionnement de la matrice Jacobienne du robot. En implémentant cette méthode dans Robotmaster, il est maintenant possible de générer automatiquement des programmes de découpe offrant une précision maximale. De plus, en utilisant une vitesse de coupe inférieure à 1 m/s , aucune limite de vitesse articulaire ne peut être dépassée limitant ainsi énormément les risques de bris de matériel. Dans des travaux futurs, il serait judicieux d'explorer l'influence de la fréquence et l'amplitude des oscillations de la lame de découpe sur la qualité de celles-ci.

6.2 Manipulation automatisée de tissus

Lors des expérimentations avec l'outil de manipulation de tissus, il a été démontré que le déplacement de couche de tissus d'une station à une autre en plus de la séparation de couches à partir d'une pile est possible. De plus, l'outil est conçu pour prendre des tissus ayant des dimensions maximales de 1500 mm par 1000 mm . La taille maximale ayant été testée est cependant de 500 mm par 500 mm , car l'outil n'a que cinq préhenseurs sur un maximum de dix. Les travaux futurs devront principalement se concentrer sur l'expérimentation de divers scénarios, soit :

- Expérimenter le dépôt d'une couche de tissu sur une surface non plane ;
- Obtenir une relation entre la force de préhension et la pression pour divers textiles ;
- Ajouter des préhenseurs à l'outil ;
- Automatiser le positionnement des préhenseurs ;
- Expérimenter l'effet de cycle de manipulation.

6.3 Calibration sans contact de repère de base

Bien que la précision obtenue avec la méthode développée dans ce projet soit suffisante pour les exigences mentionnées au chapitre 1, des améliorations pourraient être faites. En effet, un important manque de répétabilité provenant de la mesure des arêtes est présentement une source d'erreur notable. En effet, lorsque l'arête se trouve à l'intérieur du diamètre de l'empreinte du laser, le contrôleur du laser interprète la mesure comme étant au-dessus et en dessous de la cible en même temps, ce qui rend impossible la mesure précise à l'intérieur de ce diamètre. L'approche qu'il serait plus judicieux d'utiliser pour d'éventuels travaux est la mesure de la distance entre l'*Outil* du robot et des surfaces. La méthode proposée est de mesurer la position de trois plans perpendiculaires et calculer leur intersection. L'intersection de deux plans correspondrait aux axes \mathbf{u} , \mathbf{v} et \mathbf{w} alors que l'intersection des trois plans correspondrait à l'origine de repère. Mathématiquement, il est possible de développer cette solution à l'aide de six points (\mathbf{p}_i) avec $i = 1 \dots 6$. On obtient alors :

$$\mathbf{w} = \frac{(\mathbf{p}_1 - \mathbf{p}_2) \times (\mathbf{p}_1 - \mathbf{p}_3)}{\|(\mathbf{p}_1 - \mathbf{p}_2) \times (\mathbf{p}_1 - \mathbf{p}_3)\|}, \mathbf{u} = \frac{\mathbf{w} \times (\mathbf{p}_5 - \mathbf{p}_4)}{\|\mathbf{w} \times (\mathbf{p}_5 - \mathbf{p}_4)\|} \text{ et } \mathbf{v} = \mathbf{w} \times \mathbf{u}. \quad (6.1)$$

L'origine est quant à elle définie par l'intersection des trois plans orthogonaux aux vecteurs \mathbf{u} , \mathbf{v} et \mathbf{w} , passant respectivement par les points p_4 , p_6 et p_1 . La figure 6.1 illustre les points à mesurer et les vecteurs définis ci-dessus. Finalement, une autre façon d'augmenter significativement la précision de la calibration, tout en gardant l'algorithme actuel, serait de considérer également la distance entre les cibles en plus de l'orthogonalité des vecteurs \mathbf{u} et \mathbf{v} . En effet, la méthode actuellement utilisée ne tient pas compte de ces deux facteurs. Il est donc possible d'écrire un problème mathématique surcontraint et le résoudre. Les contraintes utilisées peuvent être défini par :

$$\mathbf{c} = \left\{ \begin{array}{c} \mathbf{u} \cdot \mathbf{v} \\ \mathbf{u} \cdot \mathbf{w} \\ \mathbf{v} \cdot \mathbf{w} \\ (\|\mathbf{p}_{c1} - \mathbf{p}_{c2}\| - \Delta_x)^2 \\ (\|\mathbf{p}_{c1} - \mathbf{p}_{c3}\| - \Delta_y)^2 \end{array} \right\}, \quad (6.2)$$

où l'opérateur \cdot est le produit scalaire, Δ_x et Δ_y sont respectivement les distances des cibles le long des axes \mathbf{x} et \mathbf{y} et \mathbf{c} est le vecteur contenant les conditions.

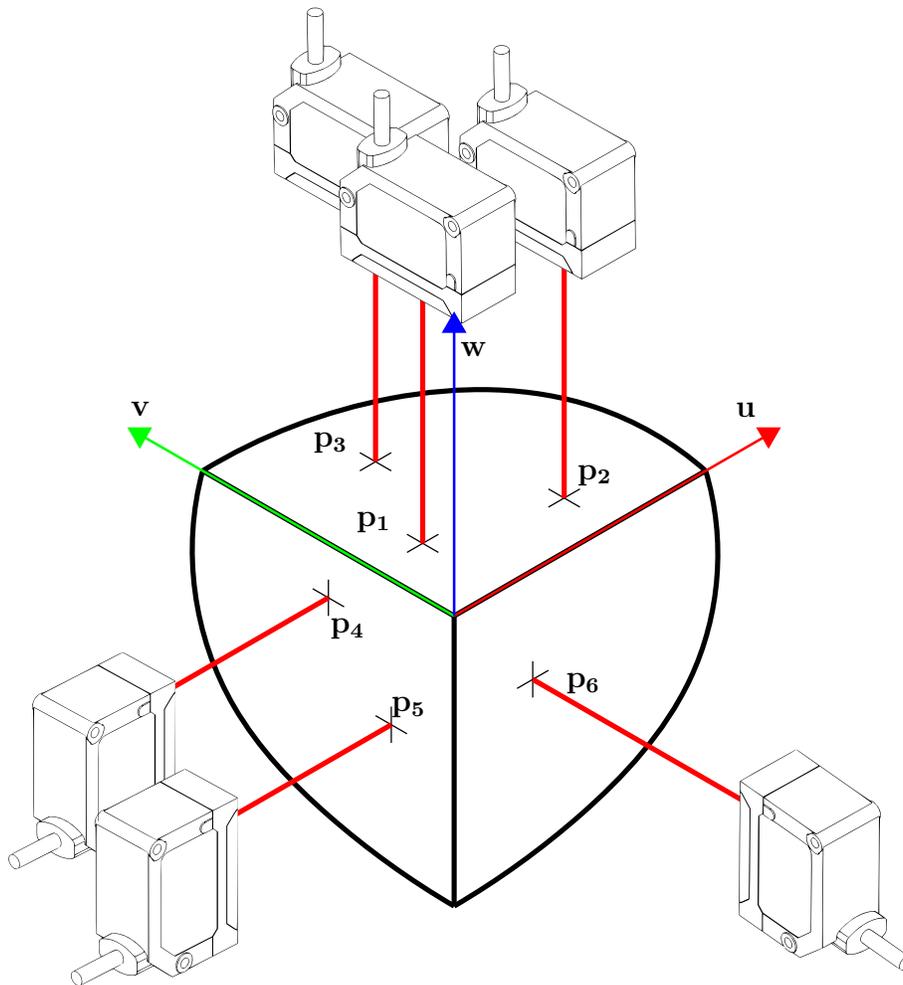


Figure 6.1 Points à mesurer pour la nouvelle méthode de calibration proposée.

CHAPITRE 7 CONCLUSION

L'objectif général du projet présenté par ce mémoire est d'automatiser les opérations nécessaires à la fabrication des préformes textiles des pièces en composites à base de fibre de carbone. Plus en détail, les objectifs spécifiques sont d'automatiser la découpe ultrasonique, la manipulation des tissus ainsi que le changement de gabarit d'assemblage en plus d'optimiser la découpe ultrasonique.

En utilisant l'axe linéaire du robot, il est possible de fixer certaines articulations et minimiser un indice de performance pour toutes les opérations de découpe, et ce de façon automatique. En effet, il est démontré qu'il est possible d'obtenir une valeur de l'indice de conditionnement de la matrice Jacobienne inférieur à 7 en définissant la position du rail selon l'équation (5.1). Également, l'implémentation du logiciel *Robotmaster* permet la programmation et la simulation hors ligne du robot, évitant ainsi de monopoliser le robot pour ces tâches. Ensuite, les meilleurs paramètres de découpe sont trouvés en développant une séquence qui permet de tester les paramètres courants de découpe, à savoir la vitesse et l'angle de découpe pour les trois directions de découpe principale.

Ensuite, une revue de littérature permet de faire sortir les caractéristiques les plus prisées lors de la conception d'outil de manipulation ainsi que les limitations de ces derniers. En utilisant cette revue, un outil est conçu et fabriqué. Cet outil préconise l'approche multipoints pour assurer une flexibilité maximale. Il possède cinq préhenseurs utilisant l'effet Coandă pour générer une force de levée sur les tissus sans les abîmer. Également, les pattes sur lesquelles sont installés les préhenseurs sont pourvues de DDLs passifs permettant l'adaptation à diverse formes, notamment des hauteurs variées et des plans inclinés. Grâce à cet outil, il est démontré qu'il est possible de créer des piles de tissus en plus de séparer des couches à partir de piles, sans générer de déformation au niveau des fibres des tissus.

Subséquentement, la calibration sans contact de repère de base permet le changement rapide des gabarits d'assemblage. Effectivement, il est dorénavant possible d'installer un gabarit, de mesurer la position d'un repère y étant fixé et d'exécuter des programmes d'assemblage ayant comme référence ce repère grâce à un capteur à base de triangulation par laser. Cette méthode nécessite environ 10 minutes et permet de localiser avec une précision décrite au tableau 4.1.

7.1 Limitations de la solution proposée

La principale limitation des travaux présentés dans ce mémoire est l'utilisation de la pose optimale. En effet, comme les articulations #2 et #3 doivent être fixées, le poignet sphérique est contraint à une hauteur spécifique. Dans cette optique, le poignet sphérique peut seulement se déplacer dans le plan XY.

Une seconde limitation est la dimension des tissus manipulés avec la configuration actuelle de l'outil de manipulation. En effet, ce dernier est conçu pour recevoir jusqu'à dix préhenseurs, mais il n'en possède à ce jour que cinq. La dimension maximale des tissus est donc environ 500 *mm* par , 500 *mm* plutôt que 1500 *mm* par 1000 *mm* qui était le requis initial.

Ensuite, il est conseillé d'utiliser un nombre de points pair supérieur à 6 avec un raffinement de 10 lors de la calibration de repère. En effet, c'est avec cette combinaison que les meilleurs résultats ont été obtenus. Également, il faut laisser le laser se réchauffer durant 30 minutes avant de commencer à exécuter une calibration. En effet, la précision de ce dernier est en fonction de la température et par conséquent on doit atteindre sa stabilité thermique avant de l'utiliser.

7.2 Recommandations

Finalement, la prochaine étape du projet d'automatisation du procédé de fabrication de préformes textiles est l'intégration des trois opérations, c'est-à-dire la découpe, la manipulation et l'assemblage. En effet, bien que les travaux présentés dans ce mémoire donnent tous les outils nécessaires à cette tâche, aucune préforme n'a encore été fabriquée entièrement de façon automatisée. Également, certaines améliorations et expérimentations devront tout de même être entreprises afin d'assurer la fiabilité des outils présentés dans ce mémoire. Ces améliorations sont détaillées dans le chapitre 6.

RÉFÉRENCES

- ACP (2015). Acp composites - large stock of ready to use composite plate, tube, sheet, fabrics and core materials.
- ADANUR, S. (2000). *Handbook of weaving*. CRC press, Boca Raton, FL, USA.
- ANGELES, J. (1992). The design of isotropic manipulator architectures in the presence of redundancies. *The International Journal of Robotics Research*, 11, 196–201.
- ANGELES, J. (2002). *Fundamentals of robotic mechanical systems*, vol. 2. Springer, New York City, NY, USA.
- ANGERER, A., EHINGER, C., HOFFMANN, A., REIF, W., REINHART, G. et STRAßER, G. (2010). Automated cutting and handling of carbon fiber fabrics in aerospace industries. *2010 IEEE International Conference on Automation Science and Engineering, 21-24 août 2010*. IEEE, Toronto, ON, Canada, 861–866.
- APMANN, H. (2008). Automatic handling of cfrp-material for frame and stringer production. *Aerospace Manufacturing and Automated Fastening Conference and Exhibition, 16-18 septembre 2008*. SAE International, North Charleston, SC, USA.
- APMANN, H. (2009). Automatic handling of dry carbon fabrics and prepregs. *17th International Conference on Composite Materials, 27-30 juin 2009*. International Committee on Composite Materials, Edinburgh, United Kingdom.
- APMANN, H. (2015). Automatische handhabung von cfrp-material für spante und stringer.
- APMANN, H., HEMMEN, A. et HERKT, M. (2012). Automatic handling of carbon fiber preforms for cfrp parts in aerospace. *SAE 2012 Aerospace Manufacturing and Automated Fastening Conference and Exhibition, 18-20 septembre 2012*. SAE International, Fort Worth, TX, USA, vol. 6.
- BLAIS, F. (2004). Review of 20 years of range sensor development. *Journal of Electronic Imaging*, 13.
- BOGDANOVICH, A. E. (2007). Advancements in manufacturing and applications of 3-d woven preforms and composites. *16th International Conference on Composite Materials, ICCM-16, 8-13 juin 2007*. Kyoto, Japan.
- BULLOCK, R. (2006). Least-squares circle fit.
- CHEN, X., TAYLOR, L. W. et TSAI, L.-J. (2011). An overview on fabrication of three-dimensional woven textile preforms for composites. *Textile Research Journal*, 81, 932–944.

- CHENEY, W. et KINCAID, D. (2012). *Numerical mathematics and computing*. Cengage Learning, Belmont, CA, USA.
- CHESTNEY, J. A., ZHANG, Z. et SARHADI, M. (1994). Robotic handling of carbon fibre materials with electrostatic grippers. *European Conference on Robotics and Intelligent Systems, 22-25 août 1994*. Univ. Bristol, Bristol, UK, vol. 2, 695–707.
- CHIAPIN, H. (2008). Towards open innovation : reaching out for innovation - the case study of boeing and rohm. *3rd European Conference on Entrepreneurship and Innovation, 15-16 septembre 2008*. Academic Publishing Limited, Reading, UK, 111–20.
- DUBOIS, P.-O. et BIRGLEN, L. (2015). Analysis and design of a remote center compliance universal joint. *International Design Engineering Technical Conferences and Computers and Information in Engineering Conference, 2-5 août 2015*. ASME, Boston, MA, USA.
- ERZINCANLI, F. et SHARP, J. (1997). Development of a non-contact end effector for robotic handling of non-rigid materials. *Robotica*, 15, 331 – 335.
- FIBERGLASSSHOP (2015). Carbon braided sock 50mm.
- FLEISCHER, J., FÖRSTER, F. et CRISPIERI, N. V. (2014). Intelligent gripper technology for the handling of carbon fiber material. *Production Engineering*, 8, 691–700.
- FLEISCHER, J., OCHS, A. et FÖRSTER, F. (2013). Gripping technology for carbon fibre material. *CIRP International conference on competitive manufacturing, 30 janvier-1 février 2013*. Stellenbosch, South Africa, 65–71.
- GAN, Z. et TANG, Q. (2011). *Visual Sensing and its Applications : Integration of Laser Sensors to Industrial Robots*. Springer, Berlin, Germany.
- GAO, Z. et REIFSNIDER, K. L. (1993). Micromechanics of tensile strength in composite systems. *4th Symposium on Composite Materials, 20-24 septembre 1993*. ASTM, Philadelphia, PA, USA, 453–470.
- GCTTG (2013). Site web du groupe ctt - recherche et développement.
- HEISS, C., TRAVITZKY, N. et GREIL, P. (2015). Manufacturing of silicon carbide knit fabrics.
- HUO, L. et BARON, L. (2008). The joint-limits and singularity avoidance in robotic welding. *Industrial Robot : An International Journal*, 35, 456–464.
- INSPIRE, C. (2015). Cnc fiberglass and carbonfiber.
- JABEZ-TECHNOLOGIES (2015). *Robotmaster Tutorial Series*. Jabez Technologies Inc., Montréal, QC, Canada.
- KEYENCE (2012). *CMOS Multi-Function Analog Laser Sensor - IL Series - User's Manual*. Keyence Corporation, Osaka, Japan.

- KORDI, M. T., HÜSING, M. et CORVES, B. (2007a). Development of a multifunctional robot end-effector system for automated manufacture of textile preforms. *2007 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, 4-7 septembre 2007*. IEEE, Zurich, Swiss, 1–6.
- KORDI, M. T., HÜSING, M. et CORVES, B. (2007b). Robot end-effector for local fabric manipulation for automated manufacture of textile preforms. *VDI Berichte*, 1, 341–352.
- KUKA (2006). *KUKA Kr100 HA*. KUKA Roboter GmbH, Augsburg, Germany.
- KUKA (2010). *KUKA System Software 5.5 - Operating and Programming Instructions for System Integrators*. KUKA Roboter GmbH, Augsburg, Germany.
- LIEN, T. et DAVIS, P. (2008). A novel gripper for limp materials based on lateral coanda ejectors. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57, 33 – 36.
- MALLICK, P. K. (2007). *Fiber-reinforced composites : materials, manufacturing, and design*. CRC press, Boca Raton, FL, USA.
- MEI, B., ZHU, W., YUAN, K. et KE, Y. (2015). Robot base frame calibration with a 2d vision system for mobile robotic drilling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 80, 1903 – 1917.
- MOLFINO, R., ZOPPI, M. et CARCA, E. (2009). Robotic soft material handling. *Transforming Clothing Production into a Demand-Driven, Knowledge-Based, High-Tech Industry*, Springer Publishing Company, Incorporated. 31–42.
- MOLFINO, R., ZOPPI, M., CEPOLINA, F., YOUSEF, J. et CEPOLINA, E. E. (2014). Handling carbon fiber fabric in agile manufacturing cells. *WSEAS Transactions on Circuits and Systems*, 13, 253–261.
- MOLFINO, R., ZOPPI, M., COSTO, S. et ZURLO, G. (2004). Modular, reconfigurable prehensor for grasping and handling limp materials in the shoe industry. M. Taisch, E. Fillos, P. Garello, K. Lewis et M. Montorio, éditeurs, *IMS International Forum 2004 Global Challenges in Manufacturing, 17-19 mai 2004*. Cernobbio, Como, Italy, 417–423.
- REINHART, G. et STRAßER, G. (2011). Flexible gripping technology for the automated handling of limp technical textiles in composites industry. *Production Engineering*, 5, 301–306.
- ROBERT, J. H. et JOHN, A. B. (2011). Evolution of measurement. *Coordinate Measuring Machines and Systems, Second Edition*, CRC Press, Manufacturing Engineering and Materials Processing. 1–30.
- ROSATO, D. V. et ROSATO, B. V. (2005). *Reinforced Plastics Handbook*. Elsevier Science, Amsterdam.

SUBRAMANIAN, S., REIFSNIDER, K. L. et STINCHCOMB, W. W. (1995). Tensile strength of unidirectional composites : The role of efficiency and strength of fiber-matrix interface. *Journal of Composites Technology and Research*, 17, 289–300.

ULRICH, L. (2013). Carbon car : Bmw will introduce the first affordable cars made with superlight carbon composites. *IEEE Spectrum*, 50, 30 – 31.

YAHUI, G. et XIANZHONG, D. (2011). Base frame calibration for coordinated industrial robots. *Robotics and Autonomous Systems*, 59, 563–570.

ANNEXE A ARTICLE 2 : ANALYSIS AND DESIGN OF A REMOTE CENTER COMPLIANCE UNIVERSAL JOINT

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

DETC2015-47749

ANALYSIS AND DESIGN OF A REMOTE CENTER COMPLIANCE UNIVERSAL JOINT

Pierre-Olivier Dubois

Robotic laboratory
Department of Mechanical Engineering
Polytechnique Montreal
Montreal, Quebec, H3T 1J4
Email: pierre-olivier.dubois@polymtl.ca

Lionel Birglen

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

ABSTRACT

This paper presents a novel mechanical design of a lower mobility remote center compliance linkage. This mechanism consists in three platforms connected by three legs with universal joints. Two of these platforms are attached to the ground while last one is the mobile platform. Using screw theory, it is first demonstrated that this mechanism allows its mobile platform to rotate around a fixed point in space without having a joint directly connected to this point. Indeed, knowing the mobility of the two former platforms, it is possible to define a wrench system for each leg and thus, find the reciprocal twist system of the mobile platform. Then, the results of the optimization of the mechanism's design through a genetic algorithm is presented using the conditioning of its Jacobian matrix as a criterion. Finally, a compliant version of the mechanism is developed and a finite element analysis (FEA) simulation demonstrates the proper mobility of the system under typical loading scenarios.

NOMENCLATURE

<i>DOF</i>	Degrees of Freedom
A	Matrix (bold uppercase)
a	Vector (bold lowercase)
<i>A, a</i>	Scalar
C_i	$\cos(\theta_i)$
S_i	$\sin(\theta_i)$
C_{ij}	$\cos(\theta_i + \theta_j)$
S_{ij}	$\sin(\theta_i + \theta_j)$

$\$$	Screw
ξ	Twist (kinematic screw)
ζ	Wrench (force/torque screw)
\mathcal{S}	Screw System
\mathcal{V}	Twist System
\mathcal{F}	Wrench System
$\$ \circ$	Reciprocal Product Operator
$\$ \mathbf{1} \circ \$ \mathbf{2}$	Reciprocal Product of $\$ \mathbf{1}$ and $\$ \mathbf{2}$
\mathcal{S}^\perp	Reciprocal System

INTRODUCTION

Textile fabric handling is a daunting but still inevitable task in the carbon fiber reinforced plastics (CFRP) manufacturing. Indeed, it is the first step of almost every CFRP fabrication process. As the demand in CFRP has massively increased during the last two decades [1], especially because of an increasing demand from the aerospace industry, automation of this part of the fabrication process has attracted attention. The difficulty of this task however is that it must be done with a tremendous care and precision. Indeed, it has been shown that only a few damaged fibers could lead to important performance degradation. In fact, mathematical models were developed and experimentally validated that demonstrated that only 10 broken fibers out of thousands can produce a stress concentration factor of about 1.5 [2,3]. Therefore, the design of a gentle textile fabric manipulation system is a critical aspect in the composite industry.

Several papers [1, 4–9] were published about the design of such end-effectors to be attached to an industrial robot but some

problems are still not yet solved, for instance the surface adaptation of the gripper remains challenging. Usually, handling end-effectors are designed for a defined geometry (planar or 3D), and do not require shape adaptation. However, this type of designs requires to be changed for every different parts to be handled. This problem can be partly solved by adding mobilities to the gripper. For example, in [7] a solution to this problem was presented where the fabric gripper was installed on a revolute joint and stabilized using springs. However, this solution is still not optimal for all uses. Indeed, it is limiting the adaptation to only one *DOF*. With the aim of creating an improved shape adaptive fabric handling end-effector, the design of a mechanism allowing the fabric gripper to have two *DOF* (namely a rotation around two intersecting axes) is primordial. The desired motion is illustrated in Figure 1.

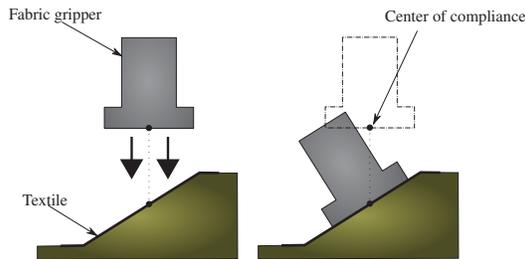


FIGURE 1. DESIRED MOTION

Various types of grippers exist for textile manipulation, each one having their own advantages and drawbacks. Many papers in the literature [10–13] already presented these in details. The one used for this paper was chosen in order to minimize the impact of the grasp on the material as it can be very detrimental. Specifically, the gripper targeted to be used is a *Schamitz Composite Gripper SCG*. This gripper use the Coanda effect to generate a vacuum between the textile and the surface of the gripper, which minimize damage to the fibers.

As the main idea is then to add mobilities between the robot's wrist and the *SCG*, the solution is to use a remote center compliance (*RCC*) mechanism. *RCCs* have been used since the mid 70's [14–16] to provide additional *DOF* to an end-effector. It is most commonly used for "peg-in-hole" assemblies [17, 18] in which an object is inserted inside a hole while allowing a certain incertitude in the position and orientation between both. Other uses also include self-centering and avoidance of wedging or jamming [19].

The novel *RCC* designed in this paper is an assembly of three platforms linked by three legs as shown in Figure 2. Platforms A and B are attached to the ground with universal joints (*U-joint*) as well as linked to the legs through another set of *U-*

joints. The last platform (C) is the mobile part of the mechanism and is only linked to the legs (again with *U-joint*).

MECHANISM ANALYSIS

Approach and Hypotheses

In order to analyze the mechanism, it is possible to divide it into three platforms (A, B and C) and three legs (1, 2 and 3) as presented in Figure 2. The analysis will then be decomposed in four main steps:

1. Computation of the mobility of platforms A and B,
2. Computation of the mobility of platform C,
3. Actuation / passive element locations,
4. Velocity relationship.

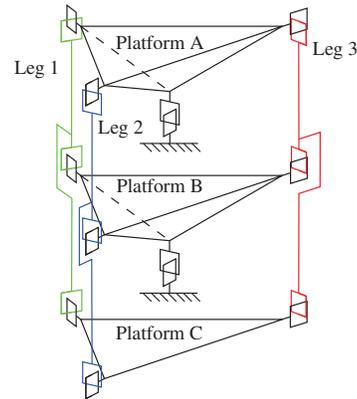


FIGURE 2. KINEMATIC OF THE MECHANISM

Let us first define the twist and wrench systems of a *U-joint*. In Figure 3, the geometrical parameters that will be used in this paper for the kinematic of a *U-joint* are presented. Note that the $(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$ axis system revolves around the \mathbf{x} axis by an angle α and that the frame $(\mathbf{i}, \mathbf{j}, \mathbf{k})$ itself rotates around the \mathbf{y} axis by an angle β . Also, $\mathbf{j} = \mathbf{y}$ and $\mathbf{i} = \mathbf{j} \times \mathbf{k}$. These axes will be useful later in the analysis. The *U-joint* twist and wrench systems are thus defined by:

$$\begin{aligned} \mathcal{V} &= \{ \zeta_0(\mathbf{x}), \zeta_0(\mathbf{y}) \}, \\ \mathcal{T} &= \{ \xi_0(\mathbf{i}), \xi_0(\mathbf{j}), \xi_0(\mathbf{k}), \xi_\infty(\mathbf{z}) \}. \end{aligned} \quad (1)$$

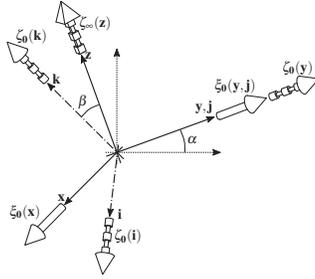


FIGURE 3. U-JOINT GEOMETRY

Computation of the Mobility of Platforms A and B

To obtain the mobilities of the mechanism, only platforms A and B joined by the legs 1, 2 and 3 are first considered. It is possible to decompose this subsystem in two platforms linked by a triangular based prism (TBP) as shown in Figure 4. It can be shown that the instantaneous twist and wrench system of the TBP (at the left-hand side of Figure 4) is:

$$\mathcal{V}^{TBP} = \mathcal{T}^{TBP\perp} = (\mathcal{T}^{TBP,1} \cup \mathcal{T}^{TBP,2} \cup \mathcal{T}^{TBP,3})^\perp. \quad (2)$$

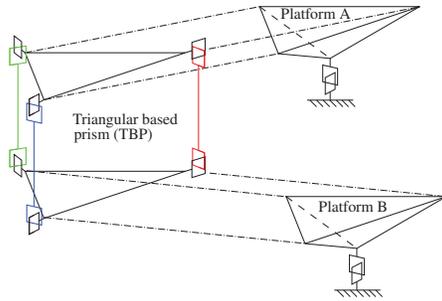
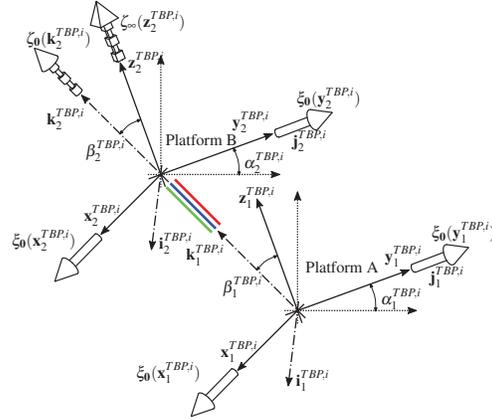


FIGURE 4. TRIANGULAR BASED PRISM DEFINITION

Where $\mathcal{T}^{TBP,i} = \mathcal{V}^{TBP,i\perp}$ for $i = 1, 2, 3$ are the wrench systems of every leg of the TBP. The geometry of these legs are illustrated in Figure 5. Considering this geometry, one has:

$$\mathcal{V}^{TBP,i} = \left\{ \xi_0(\mathbf{x}_1^{TBP,i}), \xi_0(\mathbf{y}_1^{TBP,i}), \xi_0(\mathbf{x}_2^{TBP,i}), \xi_0(\mathbf{y}_2^{TBP,i}) \right\}, \quad (3)$$

$$\mathcal{T}^{TBP,i} = \mathcal{V}^{TBP,i\perp} = \left\{ \zeta_0(\mathbf{k}_1^{TBP,i}), \zeta_\infty(\mathbf{z}_1^{TBP,i}) \right\}.$$

FIGURE 5. LEG i OF THE TBP

Equation (3) has however some conditions. Indeed, the planes $(\mathbf{x}_1^{TBP,i}, \mathbf{y}_1^{TBP,i})$ and $(\mathbf{x}_2^{TBP,i}, \mathbf{y}_2^{TBP,i})$ must be parallel. With this, $\mathbf{x}_1^{TBP,i} \parallel \mathbf{x}_2^{TBP,i}$ and $\mathbf{k}_1^{TBP,i} \parallel \mathbf{k}_1^{TBP,j} \forall i \neq j$. Thus, a condition must be met to make sure these planes are indeed parallel: namely, the platforms and the legs are identical. The wrench and the twist systems are then given by:

$$\mathcal{T}^{TBP} = \left\{ \zeta_0(\mathbf{k}_1^{TBP,1}), \zeta_0(\mathbf{k}_1^{TBP,2}), \zeta_0(\mathbf{k}_1^{TBP,3}), \zeta_\infty(\mathbf{z}_1^{TBP,1}), \zeta_\infty(\mathbf{z}_1^{TBP,2}), \zeta_\infty(\mathbf{z}_1^{TBP,3}) \right\}, \quad (4)$$

$$\mathcal{V}^{TBP} = \left\{ \xi_\infty(\mathbf{i}^{TBP}), \xi_\infty(\mathbf{j}^{TBP}) \right\}.$$

with $\mathbf{j}^{TBP} = \mathbf{y}_1^{TBP,1}$, $\mathbf{k}^{TBP} \parallel \mathbf{k}_1^{TBP,i}$ and $\mathbf{i}^{TBP} = \mathbf{j}^{TBP} \times \mathbf{k}^{TBP}$. Note that \mathbf{j}^{TBP} is used from the first link but it could had been taken from any of the three links. The twist system of the platforms is illustrated in Figure 6 where $\lambda = A$ or B . From this, one has:

$$\mathcal{V}^\lambda = \left\{ \xi_0(\mathbf{x}^\lambda), \xi_0(\mathbf{y}^\lambda) \right\}, \quad (5)$$

$$\mathcal{T}^\lambda = \left\{ \zeta_0(\mathbf{x}^\lambda), \zeta_0(\mathbf{y}^\lambda), \zeta_0(\mathbf{z}^\lambda), \zeta_\infty(\mathbf{k}^\lambda) \right\}.$$

The twist and wrench systems of platform B can be calculated as:

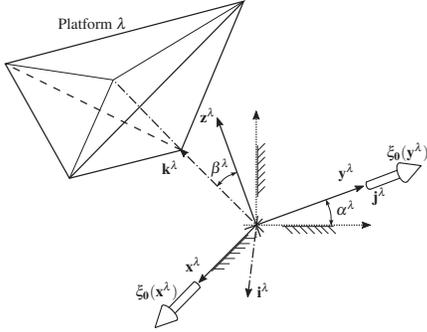


FIGURE 6. PLATFORM MOBILITY PARAMETERS

$$\begin{aligned}\mathcal{V}^B &= \mathcal{T}^{B,1} = (\mathcal{T}^{B,1} \cup \mathcal{T}^{B,2})^\perp, \\ \mathcal{T}^{B,1} &= \mathcal{V}^{B,1} = (\mathcal{V}^A \cup \mathcal{V}^{TBP})^\perp, \\ \mathcal{T}^{B,2} &= \mathcal{T}^B.\end{aligned}\quad (6)$$

Since the position of \mathbf{k}^{TBP} is not constrained, it is possible to place it in such manner that it coincides with the origin of $(\mathbf{x}^A, \mathbf{y}^A, \mathbf{z}^A)$. Therefore, \mathbf{k}^{TBP} can be coplanar to \mathbf{x}^A , \mathbf{y}^A and \mathbf{z}^A . Thus, one obtains:

$$\begin{aligned}\mathcal{V}^{B,1} &= \{\xi_0(\mathbf{x}^A), \xi_0(\mathbf{y}^A), \xi_\infty(\mathbf{i}^{TBP}), \xi_\infty(\mathbf{j}^{TBP})\}, \\ \mathcal{T}^{B,1} &= \{\zeta_0(\mathbf{k}^{TBP}), \zeta_\infty(\mathbf{z}^A)\},\end{aligned}\quad (7)$$

with also:

$$\begin{aligned}\mathcal{V}^{B,2} &= \{\xi_0(\mathbf{x}^B), \xi_0(\mathbf{y}^B)\}, \\ \mathcal{T}^{B,2} &= \{\zeta_0(\mathbf{i}^B), \zeta_0(\mathbf{j}^B), \zeta_0(\mathbf{k}^B), \zeta_\infty(\mathbf{z}^B)\}.\end{aligned}\quad (8)$$

It can be observed that because the two platforms are identical and because \mathbf{k}^{TBP} is aligned with the origin of $(\mathbf{x}^A, \mathbf{y}^A, \mathbf{z}^A)$, \mathbf{k}^{TBP} will also be aligned with the origin of $(\mathbf{x}^B, \mathbf{y}^B, \mathbf{z}^B)$ and therefore, be coplanar with \mathbf{x}^B , \mathbf{y}^B and \mathbf{z}^B . Thus, the twist and wrench systems of platform B are given by:

$$\begin{aligned}\mathcal{T}^B &= \{\zeta_0(\mathbf{i}^B), \zeta_0(\mathbf{j}^B), \zeta_0(\mathbf{k}^B), \zeta_\infty(\mathbf{z}^B), \zeta_0(\mathbf{k}^{TBP}), \zeta_\infty(\mathbf{z}^A)\}, \\ \mathcal{V}^B &= \{\xi_0(\mathbf{x}^B), \xi_0(\mathbf{y}^B)\}.\end{aligned}\quad (9)$$

The first conclusion that can be drawn from this analysis is that the subsystem A-TBP-B can actually move. Secondly, the two platforms keep the same orientation, i.e. $\alpha_B = \alpha_A$ and $\beta_B = \beta_A$. Indeed, since the TBP doesn't allow rotations (no ξ_0 possible) the two platforms must stay parallel.

Computation of the Mobility of Platform C

The first step to establish the mobility of platform C is to find the individual twist system of every legs (1, 2 and 3). Indeed, platform C can be considered as the mobile platform of a parallel mechanism with three legs (legs 1, 2 and 3) composed by *U-joints*. The geometry of an arbitrary leg of the mechanism is given in Figure 7.

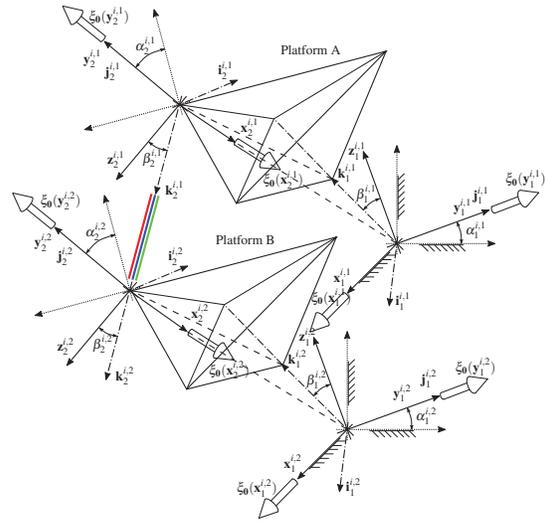


FIGURE 7. LEG GEOMETRY DEFINITION

From Figure 7, one has:

$$\begin{aligned}\mathcal{V}^i &= \mathcal{T}^{i,1} = (\mathcal{T}^{i,1} \cup \mathcal{T}^{i,2})^\perp = (\mathcal{V}^{i,1} \cup \mathcal{V}^{i,2})^\perp, \\ \mathcal{V}^{i,j} &= \{\xi_0(\mathbf{x}_1^{i,j}), \xi_0(\mathbf{y}_1^{i,j}), \xi_0(\mathbf{x}_2^{i,j}), \xi_0(\mathbf{y}_2^{i,j})\}, \\ \mathcal{T}^{i,j} &= \{\zeta_0(\mathbf{x}_2^{i,j})\}, \\ \mathcal{T}^i &= \{\zeta_0(\mathbf{x}_2^{i,1}), \zeta_0(\mathbf{x}_2^{i,2})\}.\end{aligned}\quad (10)$$

Knowing, from the previous analysis, that $\mathbf{x}_2^{i,1} \parallel \mathbf{x}_2^{i,2}$, it can be asserted that leg i cannot leave the plane constituted by the two vectors $\mathbf{x}_2^{i,1}$ and $\mathbf{x}_2^{i,2}$. Therefore, as with planar screws, two supplementaries wrenches can be added: $\zeta_{\infty}(\mathbf{k}_2^{i,1})$ and $\zeta_{\infty}(\mathbf{x}_2^{i,1})$. As a result:

$$\begin{aligned} \mathcal{T}^i &= \left\{ \zeta_0(\mathbf{x}_2^{i,1}), \zeta_0(\mathbf{x}_2^{i,2}), \zeta_{\infty}(\mathbf{k}_2^{i,1}), \zeta_{\infty}(\mathbf{x}_2^{i,1}) \right\}, \\ \mathcal{V}^i &= \left\{ \zeta_{\infty}(\mathbf{k}_2^{i,1}), \zeta_{\infty}(\mathbf{j}_2^{i,2}) \right\}. \end{aligned} \quad (11)$$

Once the twist and wrench systems of the links have been found, it is possible to add a *U-joint* and connect it to platform C, as illustrated in Figure 8.

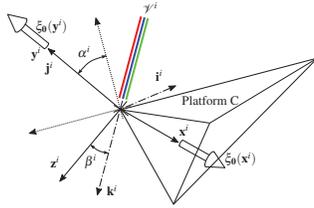


FIGURE 8. PLATFORM C GEOMETRY

From this, the wrench system of every leg connected to platform C is described by:

$$\begin{aligned} \mathcal{T}^{C,i} &= \mathcal{V}^{C,i \perp} = (\mathcal{V}^i \cup \{ \zeta_0(\mathbf{y}^{C,i}), \zeta_0(\mathbf{x}^{C,i}) \})^{\perp}, \\ \mathcal{V}^{C,i} &= \left\{ \zeta_{\infty}(\mathbf{k}_2^{i,1}), \zeta_{\infty}(\mathbf{j}_2^{i,2}), \zeta_0(\mathbf{y}^{C,i}), \zeta_0(\mathbf{x}^{C,i}) \right\}, \\ \mathcal{T}^{C,i} &= \left\{ \zeta_0(\mathbf{x}^{C,i}), \zeta_{\infty}(\mathbf{k}^{C,i}) \right\}. \end{aligned} \quad (12)$$

Finally, the twist and wrench systems of platform C are thus defined by:

$$\begin{aligned} \mathcal{V}^C &= (\mathcal{T}^C)^{\perp} = (\mathcal{T}^{C,1} \cup \mathcal{T}^{C,2} \cup \mathcal{T}^{C,3})^{\perp}, \\ \mathcal{T}^C &= \left\{ \begin{array}{l} \zeta_0(\mathbf{x}^{C,1}), \zeta_0(\mathbf{x}^{C,2}), \zeta_0(\mathbf{x}^{C,3}), \\ \zeta_{\infty}(\mathbf{k}^{C,1}), \zeta_{\infty}(\mathbf{k}^{C,2}), \zeta_{\infty}(\mathbf{k}^{C,3}) \end{array} \right\}, \\ \mathcal{V}^C &= \left\{ \zeta_0(\mathbf{x}^C), \zeta_0(\mathbf{y}^C) \right\}, \end{aligned} \quad (13)$$

where the axis \mathbf{x}^C and \mathbf{y}^C intersect the axis $\mathbf{x}^{C,i}$ and are perpendicular to the axis $\mathbf{k}^{C,i}$. These systems are represented in Figure 9.

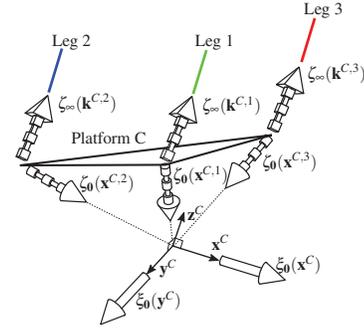


FIGURE 9. WRENCH AND TWIST SYSTEMS OF PLATFORM C

From this, it is possible to conclude that platform C has the same mobility than the two other platforms. Furthermore, since platforms B and C are connected by a *TBP*, as platforms A and B, one necessarily has that $\alpha_C = \alpha_B = \alpha_A$ and $\beta_C = \beta_B = \beta_A$. Thus, from now on, these angles will simply be referred to as α and β respectively.

Actuation / Passive Element Locations

Now that the twist and wrench systems of the whole mechanism have been determined, the addition of actuators (or passive elements for a RCC) is required. One way to achieve this is to install linear actuators between corners of the platform B and the base of platform A as shown in Figure 10. These actuators could be either pneumatic cylinder or simply springs. The actuators axes will be respectively referred to as \mathbf{Ac}_1 and \mathbf{Ac}_2 .

The twist and wrench systems of platform B become:

$$\begin{aligned} \mathcal{V} &= \mathcal{T}^{\perp} = (\mathcal{T}^B \cup \mathcal{T}^{Ac_1} \cup \mathcal{T}^{Ac_2})^{\perp}, \\ \mathcal{T}^{Ac_i} &= \left\{ \zeta_0(\mathbf{Ac}_i) \right\}. \end{aligned} \quad (14)$$

Using Equations (5), one has:

$$\begin{aligned} \mathcal{T} &= \left\{ \zeta_0(\mathbf{x}^B), \zeta_0(\mathbf{y}^B), \zeta_0(\mathbf{z}^B), \zeta_{\infty}(\mathbf{k}^B), \zeta_0(\mathbf{Ac}_1), \zeta_0(\mathbf{Ac}_2) \right\}, \\ \mathcal{V} &= \{ \emptyset \}, \end{aligned} \quad (15)$$

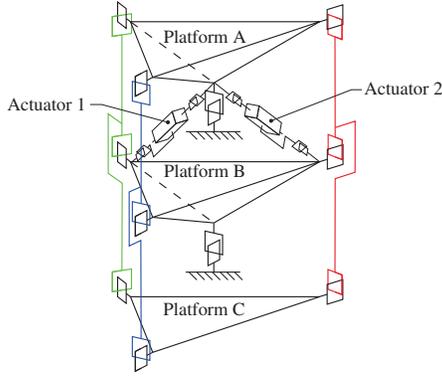


FIGURE 10. ACTUATORS LOCATIONS

because it is not possible to find an axis perpendicular, parallel or intersecting \mathbf{x}^B , \mathbf{y}^B , \mathbf{z}^B , \mathbf{Ac}_1 and \mathbf{Ac}_2 . Figure 11 illustrates the screws that are applied on platform B. In this case, the addition of these two actuators locks platform B and since $\alpha_C = \alpha_B = \alpha_A$ and $\beta_C = \beta_B = \beta_A$, the mobility of the whole system.

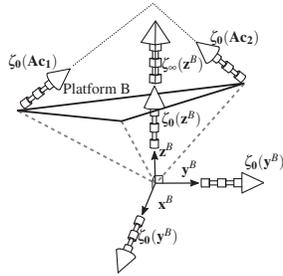


FIGURE 11. WRENCHES OF PLATFORM B

Velocity Relationship

As shown in the previous Sections, platform B can be controlled by two actuators. Therefore, there is a relationship between the two *DOF* (α and β) and the two actuated variables (δ_1 and δ_2). In fact, the relationship between the time derivatives $[\dot{\alpha}, \dot{\beta}]$ and $[\dot{\delta}_1, \dot{\delta}_2]$ needs to be obtained. For this, let us consider platform B with its three legs: the two actuators (presented in Figure 12) and the *U-joint* to the ground (Figure 6).

The velocity equation of platform B is given by:

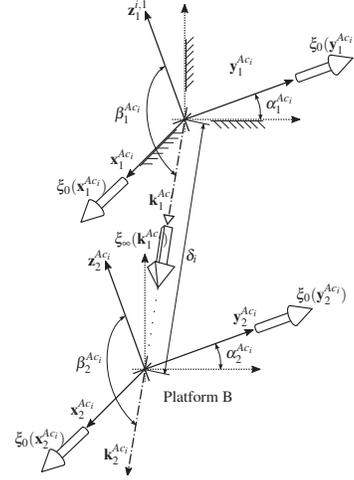


FIGURE 12. ACTUATION DEFINITION

$$\begin{aligned} \xi &= \alpha_1^{Ac1} \xi_0(\mathbf{x}_1^{Ac1}) + \beta_1^{Ac1} \xi_0(\mathbf{y}_1^{Ac1}) + \delta_1 \xi_\infty(\mathbf{Ac}_1) + \dots \\ &\quad \alpha_2^{Ac2} \xi_0(\mathbf{x}_2^{Ac2}) + \beta_2^{Ac2} \xi_0(\mathbf{y}_2^{Ac2}), \\ \xi &= \alpha_1^{Ac2} \xi_0(\mathbf{x}_1^{Ac2}) + \beta_1^{Ac2} \xi_0(\mathbf{y}_1^{Ac2}) + \delta_2 \xi_\infty(\mathbf{Ac}_2) + \dots \quad (16) \\ &\quad \alpha_2^{Ac2} \xi_0(\mathbf{x}_2^{Ac2}) + \beta_2^{Ac2} \xi_0(\mathbf{y}_2^{Ac2}), \\ \xi &= \alpha^B \xi_0(\mathbf{x}^B) + \beta^B \xi_0(\mathbf{y}^B). \end{aligned}$$

Now, knowing that the wrench systems $\{\zeta_0(\mathbf{Ac}_1)\}$, $\{\zeta_0(\mathbf{Ac}_2)\}$ and $\{\zeta_0(\mathbf{x}^B), \zeta_0(\mathbf{y}^B), \zeta_0(\mathbf{z}^B), \zeta_\infty(\mathbf{k}^B)\}$ are respectively reciprocal to the twist systems of every legs (except for the actuated joints), one can write:

$$\begin{bmatrix} \zeta_0(\mathbf{Ac}_1) \circ \\ \zeta_0(\mathbf{Ac}_2) \circ \end{bmatrix} \xi = \begin{bmatrix} \zeta_0(\mathbf{Ac}_1) \circ \xi_\infty(\mathbf{Ac}_1) & 0 \\ 0 & \zeta_0(\mathbf{Ac}_2) \circ \xi_\infty(\mathbf{Ac}_2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\delta}_1 \\ \dot{\delta}_2 \end{bmatrix}, \quad (17)$$

which can be rewritten as:

$$\mathbf{A} \xi = \mathbf{B} \dot{\delta}, \quad (18)$$

with $\xi = [\omega_x, \omega_y]^T$, where \mathbf{A} and \mathbf{B} are respectively the parallel and serial Jacobian matrices of the mechanism. To evaluate them, the screws have to be expressed in the same global coordinates. Let a global cartesian frame $(\mathbf{x}, \mathbf{y}, \mathbf{z})$ be centered at the

origin of platform B and the axis z aligned with both the origin of platform A and the center of rotation of platform C. The Jacobian matrices are then:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{bmatrix}, \quad (19)$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} B_{11} & 0 \\ 0 & B_{22} \end{bmatrix},$$

with:

$$A_{11} = S_\alpha dz (C_\beta h - S_\beta b),$$

$$A_{12} = dz (C_\beta b + S_\beta h),$$

$$A_{21} = dz \left(C_\beta S_\alpha h - \frac{\sqrt{3}}{2} C_\alpha b + \frac{1}{2} S_\alpha S_\beta b \right),$$

$$A_{22} = -dz \left(\frac{1}{2} C_\beta b - S_\beta h \right),$$

$$B_{11} = (dz - C_\alpha (C_\beta h - S_\beta b))^2 + \dots$$

$$(C_\beta b + S_\beta h)^2 + S_\alpha^2 (C_\beta h - S_\beta b)^2,$$

$$B_{22} = \left(C_\alpha C_\beta h - dz + \frac{1}{2} C_\alpha S_\beta b + \frac{\sqrt{3}}{2} S_\alpha b \right)^2 + \dots$$

$$\left(\frac{1}{2} C_\beta b - S_\beta h \right)^2 + \left(C_\beta S_\alpha h - \frac{\sqrt{3}}{2} C_\alpha b + \frac{1}{2} S_\alpha S_\beta b \right)^2, \quad (20)$$

where d_z , b and h are geometric variables defined in Figure 13.

OPTIMIZATION

Performance Evaluation

Now that the kinematic of the mechanism has been studied and that the desired twist and wrench systems have been established, the next step is to optimize its dimensions. Since many parameters are already fixed by assumptions, the only remaining variable are given in Figure 13. The first criterion chosen for the optimization is the conditioning of the Global Jacobian matrix $\mathbf{J} = \mathbf{A}^{-1}\mathbf{B}$. Indeed, a minimal condition number helps to reduce the required actuator velocities. With this in mind, one can define a proper performance function. As the Jacobian matrix depends on the orientation of the platforms, each angle (α and β) will be discretized and the condition number will be evaluated

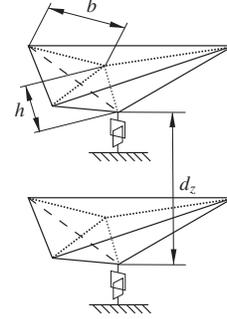


FIGURE 13. GEOMETRIC VARIABLES

for $(\alpha_i, \beta_j) \forall i \in 1, 2, \dots, n, j \in 1, 2, \dots, m$. The fitness function is given by:

$$S_1 = \max(C) + \text{mean}(C), \quad (21)$$

where C is the condition number of the Global Jacobian matrix. However, this relation does not lead to a unique solution. Indeed, it is easy to see that a scaled up version of the mechanism should perform identically to the original. To solve this issue, let us consider two additional parameters p_b and p_h defined by:

$$p_b = \frac{b}{d_z},$$

$$p_h = \frac{h}{d_z}, \quad (22)$$

$$d_z > 0.$$

A second criterion that can be used based on the latter is the compactness of the mechanism. Indeed, an optimal mechanism must be the most compact possible but still be capable of offering the desired mobility. Therefore, the volume of the tetrahedron composed of the platforms will also be considered for the optimization. This volume is defined by equation:

$$V = \frac{3\sqrt{3}}{2} b^2 h. \quad (23)$$

Then, the parameters defined in Equation (22) can be used to get rid of the scaling issue. A second performance index can then be:

$$S_2 = P_b^2 P_h. \quad (24)$$

Finally, the global fitness function $S = S_1 + S_2$ is used which reaches its minimum value when the maximal condition number, the average condition number, and the normalized volume are minimal.

Results

Since the Jacobian Matrix condition number is strongly non-linear and a large number of design variables are considered, a genetic algorithm is used to find the optimal solution. Using the genetic algorithm from the MatLab Optimization's Toolbox, the optimal values are obtained as presented in Table 1.

TABLE 1. OPTIMIZATION RESULTS

Population size	P_b	P_h	S
5	0.523	0.221	4.6307
10	0.516	0.200	4.6304
20	0.516	0.200	4.6302
40	0.513	0.200	4.6301
80	0.513	0.200	4.6300

It is possible to see that when the population size increases, the solution tends to $P_b = 0.513$ and $P_h = 0.200$. These parameters will be used for the final design of the mechanism. Note that P_h is limited to a minimal value of 0.2 in order to ensure that the SCG can be properly mounted in the mechanism.

COMPLIANT VERSION

The final step of this paper is to develop a compliant version of the mechanism previously studied. The motivation of this conversion is to remove the actuators and use passive elements instead. In the previous Sections, it was mentioned that these actuators could simply be linear springs, yet these "actuators" only store energy in the form of work done during the rotation of platform C. Indeed, a typical disadvantage of compliant mechanisms is to store energy instead of transmitting it. However, in the case of shape adaptation this is not an obstacle. Therefore, the approach will be to remove the actuators and transform the *U-joint* defined in Figure 1 into a fully compliant joint with the same properties.

Compliant U-joint

An approach to design a compliant U-joint would be to use the design described in [20], illustrated in Figure 14.

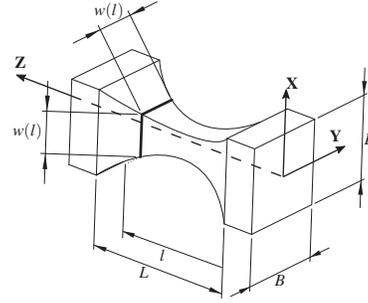


FIGURE 14. COMPLIANT U-JOINT

This compliant design has a low stiffness in rotation around x and y and low compliance in other directions. It can be described by a pseudo-rigid body model and it is possible to compute the equivalent stiffness of this model by:

$$K_{M_\theta} = \frac{EI}{L}, \quad (25)$$

where K_{M_θ} is the stiffness of the decoupled rotation, I is the second moment of area, J is the second moment of area in torsion and E is the Young modulus.

Global Stiffness

It is finally possible to evaluate the global stiffness of the mechanism using a virtual work approach. Using the definition of a *U-joint* in Figure 1, one has:

$$\begin{aligned} T j_{ix} &= K_{M_\theta} \Delta\alpha, \\ T j_{iy} &= K_{M_\theta} \Delta\beta. \end{aligned} \quad (26)$$

Here, i identifies the joint (from 1 to 11). The virtual work of the system can then be written as:

$$\delta W = \delta W_{in} + \sum_{i=1}^{11} \delta W j_i = 0, \quad (27)$$

where W_{in} is the work done by the torques at the mobile platform and W_{j_i} is the work done by the passive elements in the joints. The combination of Equations (26) and (27) leads to:

$$T_x \delta \alpha + T_y \delta \beta = \sum_{i=1}^{11} \Delta \alpha_i K_{M\theta} \delta \alpha_i + \sum_{i=1}^{11} \Delta \beta_i K_{M\theta} \delta \beta_i. \quad (28)$$

As it had been shown in the previous Sections that the legs always stay parallel to the axis defined by the centers of rotation of platforms A and B, and because the orientation of the platforms are the same, the bending angles of every joints are also the same. Therefore, $\alpha_i = \alpha \forall i = 1, 2, \dots, 11$ and $\beta_i = \beta \forall i = 1, 2, \dots, 11$. Finally, Equation (28) becomes:

$$(T_x - 11 \Delta \alpha K_{M\theta}) \delta \alpha + (T_y - 11 \Delta \beta K_{M\theta}) \delta \beta = 0. \quad (29)$$

The global stiffness of the mechanism is thus defined by:

$$K_{eq} = 11 K_{M\theta}, \quad (30)$$

with:

$$\begin{aligned} T_x &= \Delta \alpha K_{eq}, \\ T_y &= \Delta \beta K_{eq}. \end{aligned} \quad (31)$$

Simulation and Results

In order to verify the mobility of the mechanism as well as the choice of the compliant joint, a model has been created in a CAD software. The dimensions used for this model are given in Table 2. Using a *Finite Element Analysis (FEA)* module, it is possible to apply a torque to the *SCG*. This loading represents the *SCG* forced into a non parallel surface as illustrated in Figure 1. The result of this is presented in Figure 15. It is possible to see that the rotation is indeed obtained around the center of the suction plate as required.

CONCLUSION

To conclude, this paper has demonstrated, using screw theory, that the introduced mechanism allows platform C to have the same motion as if it was connected with a *U-joint* to the ground. Then, optimization, using an genetic algorithm, allowed to obtain geometrical parameters to ensure a minimal conditioning of the Jacobian matrix. Finally, *FEA* of the design has shown that the mechanism behaves appropriately.

TABLE 2. GEOMETRIC PARAMETERS

Dimension	Value (mm)	Equation
h	25.1	n/a
b	64.381	$\frac{P_b}{P_h} h$
dz	125.5	$\frac{1}{P_h} h$
L	10	n/a
B	10	n/a
$w(l)$	n/a	$\frac{3B}{L^2} \left(l - \frac{L}{2} \right)^2 + \frac{1}{4} B$

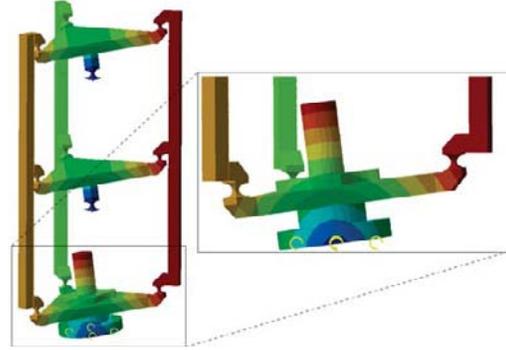


FIGURE 15. SIMULATION RESULTS - DISPLACEMENT GRADIENT

ACKNOWLEDGMENT

The authors acknowledge the support of CTT Group in this project, as well as the Fonds de recherche du Québec – Nature et technologies and the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada

REFERENCES

- [1] Angerer, A., Ehinger, C., Hoffmann, A., Reif, W., Reinhardt, G., and Strasser, G., 2010. "Automated cutting and handling of carbon fiber fabrics in aerospace industries". In 2010 IEEE International Conference on Automation Science and Engineering, CASE 2010, August 21, 2010 - August 24, 2010, IEEE Computer Society, pp. 861–866.
- [2] Gao, Z., and Reifsnider, K. L., 1993. "Micromechanics of tensile strength in composite systems". In 4th Symposium on Composite Materials, May 6, 1991 - May 7, 1991, Publ by ASTM, pp. 453–470.

- [3] Subramanian, S., Reifsnider, K. L., and Stinchcomb, W. W., 1995. "Tensile strength of unidirectional composites: The role of efficiency and strength of fiber-matrix interface". *Journal of Composites Technology and Research*, **17**(4), pp. 289–300.
- [4] Apmann, H., 2008. "Automatic handling of cfrp-material for frame and stringer production". In Aerospace Manufacturing and Automated Fastening Conference and Exhibition, September 16, 2008 - September 18, 2008, SAE International.
- [5] Apmann, H., 2009. "Automatic handling of dry carbon fabrics and prepregs". In 17th International Conference on Composite Materials, ICCM-17, July 27, 2009 - July 31, 2009, International Committee on Composite Materials, p. Office of Naval Research Science and Technology (ONR); INSTRON; ELSEVIER; Vestas; AIRBUS.
- [6] Apmann, H., Hemmen, A., and Herkt, M., 2012. "Automatic handling of carbon fiber preforms for cfrp parts in aerospace". In SAE 2012 Aerospace Manufacturing and Automated Fastening Conference and Exhibition, AMAF 2012, September 18, 2012 - September 20, 2012, Vol. 6, SAE International.
- [7] Kordi, M. T., Husing, M., and Corves, B., 2007. "Development of a multifunctional robot end-effector system for automated manufacture of textile preforms". In 2007 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, AIM, September 4, 2007 - September 7, 2007, Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc., p. IEEE Robotics and Automation Society; IEEE Industrial Electronics Society; ASME Dynamic Systems and Control Division; ETH Zurich.
- [8] Reinhart, G., and Straer, G., 2011. "Flexible gripping technology for the automated handling of limp technical textiles in composites industry". *Production Engineering*, **5**(3), pp. 301–306.
- [9] Tarsha, M., Husing, M., and Corves, B., 2007. "Robot end-effector for local fabric manipulation for automated manufacture of textile preforms". *VDI Berichte*(1980), pp. 341–352.
- [10] Chestney, J. A., Zhang, Z., and Sarhadi, M., 1994. "Robotic handling of carbon fibre materials with electrostatic grippers". In European Conference on Robotics and Intelligent Systems, 22-25 Aug. 1994, Vol. vol.2, Univ. Bristol, pp. 695–707.
- [11] Fleischer, J., Frster, F., and Crispieri, N. V., 2014. "Intelligent gripper technology for the handling of carbon fiber material". *Production Engineering*, **8**(6), pp. 691–700.
- [12] J., F., S., O., and F., F., 2013. "Gripping technology for carbon fibre material.". In CIRP International conference on competitive manufacturing.
- [13] Molfino, R., Zoppi, M., Cepolina, F., Yousef, J., and Cepolina, E. E., 2014. "Handling carbon fiber fabric in agile manufacturing cells". *WSEAS Transactions on Circuits and Systems*, **13**, pp. 253–261.
- [14] Watson, P. C., 1977. "Remote center compliance system and its application to high speed robot assemblies". *Technical Paper - Society of Manufacturing Engineers. AD*.
- [15] Whitney, D. E., and Nevins, J. L., 1979. "What is the remote center compliance (rcc) and what can it do?". *Water Resources and Environmental Engineering Research Report (State University of New York at Buffalo, Department of Civil Engineering)*, pp. 135–152.
- [16] Lane, J. D., 1979. "Applications of the remote center compliance device to assembly operations". *Technical Paper - Society of Manufacturing Engineers. MS(79-872)*.
- [17] Jain, R. K., Majumder, S., and Dutta, A., 2013. "Active 4 dof based rcc wrist using segmented ipmcs for robotic peg-in-hole assembly". In 52nd Annual Conference of the Society of Instrument and Control Engineers of Japan (SICE 2013), 14-17 Sept. 2013, IEEE, pp. 2625–31.
- [18] Qiao, H., Dalay, B. S., and Parkin, R. M., 1994. "Precise robotic chamferless peg-hole insertion operation without force feedback and remote centre compliance (rcc)". *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C (Journal of Mechanical Engineering Science)*, **208**(C2), pp. 89–104.
- [19] Zhao, F., and Wu, P. S. Y., 1998. "Vrcc : a variable remote center compliance device". *Mechatronics*, **8**(6), pp. 657–672.
- [20] Lobontiu, N., and Garcia, E., 2003. "Two-axis flexure hinges with axially-located and symmetric notches". *Computers and Structures*, **81**(13), pp. 1329–1341.
- [21] Palmieri, G., Palpacelli, M. C., and Callegari, M., 2012. "Study of a fully compliant u-joint designed for microbotics applications". *Journal of Mechanical Design, Transactions of the ASME*, **134**(11).
- [22] Tanik, E., and Parlaktas, V., 2012. "Compliant cardan universal joint". *Journal of Mechanical Design*, **134**(2), p. 021011 (5 pp.).