



HAL
open science

Conception et modélisation d'un bras d'inspection robotisé ultraléger

Sébastien Voisembert

► **To cite this version:**

Sébastien Voisembert. Conception et modélisation d'un bras d'inspection robotisé ultraléger. Génie mécanique [physics.class-ph]. Arts et Métiers ParisTech, 2012. Français. NNT : 2012ENAM0049 . pastel-01016972

HAL Id: pastel-01016972

<https://pastel.hal.science/pastel-01016972>

Submitted on 1 Jul 2014

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

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

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Génie mécanique "

présentée et soutenue publiquement par

Sébastien VOISEMBERT

le 4 décembre 2012

Conception et modélisation d'un bras d'inspection robotisé ultraléger

Directeur de thèse : **Améziane AOUSSAT**

Co-encadrement de la thèse : **Nazih Mechbal, Alain Riwan**

Jury

M. Philippe BIDAUD, Professeur, ISIR, UPMC
M. Denis CAVALLUCCI, Professeur, LGeco, INSA Strasbourg
M. Damien CHABLAT, Directeur de recherche CNRS, IRCCyN, Ecole Centrale Nantes
M. Améziane AOUSSAT, Professeur, LCPI, Arts et Métiers ParisTech
M. Nazih MECHBAL, Maître de conférence, PIMM, Arts et Métiers ParisTech
M. Alain RIWAN, Ingénieur, LRI, CEA-LIST
M. André BARRACO, Professeur, Arts et Métiers ParisTech
M. Raymond BACH, Directeur général, Entreprise WAREIN SA
M. Gerard FAUCHILLE, Président Directeur général, Ets Sagaert et Cie

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Examineur
Invité
Invité

T
H
È
S
E

Remerciements

Le travail rapporté dans ce mémoire à été effectué au sein du Laboratoire de Robotique Interactive du CEA-LIST de Fontenay aux roses, du Laboratoire de Conception de Produits et Innovation et du Laboratoire Procédés et Ingénierie en Mécanique et Matériaux d'Arts et Métiers ParisTech, centre de Paris.

Je remercie tout d'abord Denis Cavallucci, Professeur à l'Institut National des Sciences Appliquées de Strasbourg, et Damien Chablat, Directeur de Recherche à l'Ecole Centrale de Nantes, d'avoir accepté de rapporter ce travail de thèse, ainsi que Philippe Bidaud, Professeur à l'Université Pierre et Marie CURIE, pour avoir présidé le jury.

Je tiens aussi à exprimer ma reconnaissance à André Barraco, Professeur à Arts et Métiers ParisTech, qui m'a orienté vers le doctorat et a été mon directeur de thèse jusqu'à son départ en retraite. J'ai par la suite été chaleureusement accueilli dans le Laboratoire de Conception de Produits et Innovation dirigé par Ameziane Aoussat. Où j'ai pu profiter de sa grande expérience scientifique et de la qualité de son encadrement.

A Nazih Mechbal, maitre de conférence à Arts et Métiers ParisTech, j'adresse mes sincères remerciements pour le temps qu'il m'a consacré, son implication, ses conseils et son soutien durant les deux années où il a codirigé ma thèse.

Au sein du Laboratoire de Robotique Interactive (LRI), je remercie tout particulièrement mon encadrant Alain Riwan, qui a manifesté une attention constante quant à l'avancée et l'orientation de mes recherches tout au long de ma thèse. Je dois aussi mes résultats à Yann Perrot, directeur du LRI, qui a cru au potentiel de mes travaux et a toujours mis à ma disposition les moyens nécessaires.

Ma gratitude revient aussi à Raymond Bach, Directeur de Warein SA, pour sa générosité sans limite, son enthousiasme et sa créativité hors du commun.

Enfin merci à tous membres du LRI et du LCPI pour ces trois années très enrichissantes passées avec eux.

Table des matières

Liste des figures	v
Liste des tableaux	ix
Nomenclature.....	xi
Introduction générale.....	1
Chapitre I Principes fondamentaux et problématique	5
I.1 Introduction	6
I.2 Etat de l'art	6
I.2.1 Robots à fort élanement rigides	6
I.2.2 Manipulateurs à déformation continue.....	11
I.2.3 Structures robotiques gonflables	14
I.3 Principes fondamentaux	15
I.3.1 Raisonnement TRIZ.....	15
I.3.2 Mécanique des structures gonflables.....	17
I.3.3 Robot à fort élanement : gonflable vs. classique	20
I.3.4 Articulations gonflables	24
I.4 Problématique et hypothèses	30
I.5 Conclusion.....	30
Chapitre II Conception mécanique des articulations.....	33
II.1 Introduction	34
II.2 Propriétés des articulations a volume constant.....	34
II.2.1 Efforts d'actionnement	35
II.2.2 Géométrie des soufflets	37
II.2.3 Modélisation analytique	40
II.3 Choix du type d'enveloppe.....	43
II.3.1 Présentation des textiles	43
II.3.2 Présentation des prototypes.....	44
II.4 Modes de réalisation	48
II.4.1 Solution avec goupilles	49
II.4.2 Solution à câbles.....	54

II.5 Conclusion	60
Chapitre III Conception de l’Actionnement	61
III.1 Introduction	62
III.2 Etat de l’art	62
III.2.1 Actionneurs pneumatiques de traction	63
III.2.2 Actionneurs pneumatiques extenseurs	64
III.2.3 Actionneurs à câbles.....	65
III.3 Structure globale de l’actionnement	65
III.3.1 Pré-dimensionnement des actionneurs	65
III.3.2 Câbles actionneurs.....	67
III.3.3 Découplage.....	68
III.3.4 Capteurs articulaires	69
III.4 Conception de la transmission à moufle.....	73
III.4.1 Contraintes	73
III.4.2 Effecteur multi-moufle	74
III.4.3 Validation numérique.....	76
III.4.4 Réalisation pratique.....	78
III.5 Conclusion	79
Chapitre IV Modélisation en vue de la commande	81
IV.1 Introduction	82
IV.2 Modélisation du bras	83
IV.2.1 Modèle géométrique.....	83
IV.2.2 Modèle cinématique	89
IV.2.3 Modèle de simulation pour la commande	90
IV.3 Analyse et perspectives	94
IV.3.1 Inversion des modèles	94
IV.3.2 Modèle de transmission.....	95
IV.3.3 Traitement des flexibilités	97
IV.4 Conclusion	97
Conclusion générale	99
Annexe 1	103
Annexe 2	107
Références bibliographiques.....	113

Liste des figures

Fig. I-1 : PAC inspectant une reproduction de cellule (a). AIA en phase de test (b).	7
Fig. I-2 : Snake-Arm Robot (a) [OCrobotics]. Gros plan d'une articulation (b).	8
Fig. I-3 : Le Canadarm2 portant Steve Robinson. [Agence Spatiale Canadienne, 2001]	9
Fig. I-4 : Découplage par longueur de chemin constant (a) [Chang <i>et al.</i> , 2005]. Découplage par compensation (b) [Lee <i>et al.</i> , 2008].	10
Fig. I-5 : Manipulateur tentacule de l'université de Clemson [Gravagne <i>et al.</i> , 2003] (a). Manipulateur Air-Octor de l'université de Clemson [MacMahan <i>et al.</i> , 2005] (b).	11
Fig. I-6 : Représentation cinématique d'une section de manipulateur continu.	12
Fig. I-7 : Bionic Handling Assistant © [Festo] (a). L'OCTARM [Trivedi <i>et al.</i> , 2008] (b).	13
Fig. I-8 : Section à déformation continue fléchie (a). Section à déformation continue fléchie et soumise à un effort extérieur (b) [Gravagne & Walker, 2000b].	13
Fig. I-9 : L'Inflatable Arm (a) [Sanan <i>et al.</i> , 2009]. Le Tubot (b).	14
Fig. I-10 : Robotic Arm. [Otherlab] (a). Bras de robot gonflable pour application spatiale [Koren & Weinstein, 1991] (b).	15
Fig. I-11 : Familles de robots sériels.	16
Fig. I-12 : Répartition des tensions dans une poutre gonflée sans chargement extérieur.	17
Fig. I-13: Influence du rapport d'épaisseur eR sur les déformations Dy d'une poutre en porte-à-faux.	21
Fig. I-14 : Comparaison des portées théoriques de poutres gonflées et non gonflées.	23
Fig. I-15 : Fonctionnement d'une articulation de combinaison spatiale basée sur des soufflets.	24
Fig. I-16 : Modèle de simulation	26
Fig. I-17 : Comparaison des déformations calculées par le modèle éléments fini et des déformations mesurées sur un prototype.	28
Fig. I-18: Agrandissement des plis à plat vus de coté, avant gonflage.	28

Fig. I-19: Robot de Sanan avec une articulation à restriction de section (a) et sa simulation (b). Un de nos prototypes avec une articulation à soufflets (c) et sa simulation (d).....	29
Fig. II-1 : Combinaison spatiale munie d'articulations à soufflets.....	34
Fig. II-2 : Géométrie d'un cylindre et d'une portion de tore	35
Fig. II-3 : Couple d'actionnement sur un prototype 1 axe ([Voisembert <i>et al.</i> , 2011a]).....	36
Fig. II-4: Forme idéale d'une articulation à soufflets.....	37
Fig. II-5 : Un tore croisé (a), un tore a collier nul (b) et un tore ouvert (c)	38
Fig. II-6 : Vue en coupe de soufflets (a, c) et flexion des articulations correspondantes (b, d).	39
Fig. II-7 : Modélisation d'une articulation gonflable.	41
Fig. II-8 : Tricot type jersey (a). Tissage armure toile (b).....	43
Fig. II-9 : Métier à tisser circulaire avec fibres orientés longitudinalement (gauche). Tressage circulaire avec fibres obliques (droite).	44
Fig. II-10 : Articulation tricotée présentant une forme idéale (a). Prototype tricoté gonflé (b). Prototype tricoté avec sangles de renfort (c). Prototype en tissu avec bandes à 45° (d).....	45
Fig. II-11 : Schéma d'une articulation soumise à un chargement colinéaire à son axe de rotation.....	46
Fig. II-12 : Prototype tricoté, avec (b) et sans (a) bande de renfort.....	48
Fig. II-13 : Zodiac® (a). Système de goupille placé sur un morceau de toile (b). Ligne de plis contraints par des goupilles (c). Articulation réalisée à partir de goupilles et de vis (d). Prototype à deux articulations basées sur un système de goupilles	49
Fig. II-14 : Les contraintes sont plus réparties si la goupille est excentrée (b) que si ses bords internes et externes sont coaxiaux (a).	50
Fig. II-15 : Plis boulonnés.	51
Fig. II-16 : Bande de tissu tendu subissant un moment de flexion hors plan.	51
Fig. II-17 : Rétractation d'un pli simulant une goupille.	52
Fig. II-18 : Réponses représentatives des articulations à goupilles à un cycle de rotation.....	53
Fig. II-19 : Les frottements diminuent l'amplitude de l'articulation pour la plu part des goupilles	53
Fig. II-20 : Contrainte de Von Mises pour une articulation à goupilles de 13,5 mm.....	55
Fig. II-21: Effort s'exerçant sur la ligne moyenne fléchie.....	55

Fig. II-22 : Le câble et les entretoises (a) permettent de réaliser des plis réguliers (c) et donc des articulations à longueur constante (b). En simulation, la ligne moyenne se rétracte de grâce à des éléments muscles (d).	57
Fig. II-23 : Contrainte de Von Mises pour une articulation à câble	58
Fig. II-24 : Réponses représentatives, à un demi-cycle de rotation, des articulations à goupilles et d'une articulation à câble.....	58
Fig. II-25 : L'articulation à câble présente la meilleure amplitude et un seuil d'actionnement comparable à ceux des articulations à goupilles.....	59
Fig. III-1 : Muscle pneumatique Otherlab.....	63
Fig. III-2 : Actionneurs pneumatiques extenseurs [Festo] (a), du Robotic Arm [Otherlab](b) et de l'OctArm [Trivedi <i>et al.</i> , 2008] (c).....	64
Fig. III-3 : AntRoach, une fourmi géante gonflable réalisée par [Otherlab].	65
Fig. III-4 : Schéma d'une articulation.	67
Fig. III-5 : Schéma d'actionnement.....	68
Fig. III-6 : Les câbles actionneurs traversent les articulations en suivant les chemins de longueurs constantes.	69
Fig. III-7: Fibre optique dégradée permettant une mesure de sa courbure (a). Capteur de flexion [Flexpoint]. Capteur de flexion en tissus conducteur [Pulsea].....	70
Fig. III-8: Capteur optique monté sur une articulation.....	71
Fig. III-9: Courbe caractéristique du capteur optique.....	71
Fig. III-10: Tension de sortie normalisée du capteur place sur le prototype.	72
Fig. III-11 : Transmission à 1 moufle.....	72
Fig. III-12. Articulation droite (a). Articulation présentant une dislocation (b).	73
Fig. III-13. Transmission composée de 4 moufles à 4 brins chacun commandés indépendamment.	74
Fig. III-14. Transmission à moufles respectant la règle (III-18) commandée par un seul actionneur...	76
Fig. III-15. Articulation fléchie par un effecteur multi-moufle (a). Valeurs expérimentales et théoriques des écarts en fonction de l'angle de fléchissement (b).	76
Fig. III-16 : Schéma d'une dislocation(a). Suivant le nombre de moufles, les articulations résistent plus ou moins aux dislocations (b).....	77
Fig. III-17 : Au delà de 4 moufles l'amélioration de la tenue à la dislocation est peu notable.	77

Fig. III-18 : Système d'actionnement a moufle externe.	78
Fig. IV-1 : Schéma de commande en boucle ouverte du système réel	82
Fig. IV-2 : Géométrie d'une articulation et paramètres associés.....	83
Fig. IV-3 : Modèle cinématique équivalent pour une articulation gonflable actionnée.	85
Fig. IV-4 : Schéma cinématique d'un bras gonflé.....	85
Fig. IV-5 : Schéma cinématique simplifié d'un bras gonflé.....	86
Fig. IV-6 : Paramètres liés à deux articulations consécutives.	86
Fig. IV-7 : Trajectoire de l'extrémité libre en simulation EF (a) et avec le modèle géométrique (b)...	88
Fig. IV-8 : Erreur relative entre le modèle géométrique et la simulation.....	88
Fig. IV-9 : Mise en œuvre du modèle de simulation pour la commande	90
Fig. IV-10 : Volume élémentaire représentant une partie d'articulation.....	91
Fig. IV-11 : Mesure de la flèche d'un prototype sous 0.5 bar [Voisembert <i>et al.</i> , 2011a].....	93
Fig. IV-12 : Etoiles : mesures expérimentales. Traits plein : flèche calculée grâce au MGF.	94
Fig. IV-13 : Banc d'essais motorisé.	95
Fig. IV-14 : Câble d'actionnement guidé par un anneau.....	96

Figures d'annexes :

Figure 1 : La première articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$	107
Figure 2 : La deuxième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$	108
Figure 3 : La troisième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$	108
Figure 4 : La quatrième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$	109
Figure 5 : La cinquième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$	109
Figure 6 : La sixième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$	110
Figure 7 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 3 bar.	110
Figure 8 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 4 bar.	111
Figure 9 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 5 bar.	111
Figure 10 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 6 bar.	112
Figure 11 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 7 bar.	112

Liste des tableaux

Tableau I-1: Indices de performances des robots à fort élancement	9
Tableau I-2: Indices de performances des robots à fort élancement	23
Tableau I-3: Résultat de la simulation comparative	29
Tableau II-1: Influence de la taille des soufflets sur la variation de volume.....	36
Tableau II-2: Influence de la longueur des plis sur la sensibilité au frottement.....	40
Tableau II-3: Comparaison de fibres standard.	45
Tableau II-4: Comparaison des prototypes.....	47
Tableau III-1: Cahier des charges de l'actionnement.....	62

Nomenclature

Géométrie

R	Rayon
R_d	Coefficient de déploiement d'un pli
R_r	Coefficient de taille d'un pli
R_c	Rayon de courbure d'une articulation
L_u	Longueur d'un pli déplié
L_f	Longueur d'un pli plié
u	Longueur de déploiement d'un pli
α_u	Angle de rotation engendré par l'ouverture d'un pli
e	Epaisseur de la structure
dc_k	Distance de la charge au centre de l'articulation k .
ds_i	Distance du centre d'inertie du segment i au centre de l'articulation k .
da_i	Distance du centre d'inertie de l'articulation i au centre de l'articulation k .
l_0	Longueur de la poutre
L	Longueur maximale d'une poutre ou d'un robot en porte-à-faux.
L_{seg}	Longueur d'un segment gonflé
S_0	Surface de la section droite de la poutre
I_0	Moment quadratique de la poutre
k_{cc}	Coefficient de correction
a	Longueur d'un brin mou
b	Longueur d'un brin tendu
α	Angle de rotation d'une articulation
l_{art}	Longueur d'une articulation

Nomenclature

L_{souf}	Longueur de toile contenue dans les soufflets
B_g	Longueur d'une goupille
R_m	Rétractation d'un muscle pneumatique à serpent
D_m	Diamètre du serpent d'un muscle pneumatique
X	Point lié au robot
Δx	Longueur d'un volume élémentaire
A_1, A_2	Points extrêmes de la fibre neutre d'une articulation.
O	Point d'intersection des axes des cylindres rigides adjacents à une articulation.
O_c	Centre de courbure d'une articulation
φ	Angle de contact entre un câble et un anneau
X_c	Position de consigne de l'extrémité libre du bras
X_{sim}	Position simulée de l'extrémité libre du bras
X	Position réelle de l'extrémité libre du bras

Cinématique

$v(O_k)$	Vitesse du point O_k
Ω_k	Moment cinétique du segment k
J	Matrice Jacobienne d'un bras gonflable
q	Vecteur des rotations articulaires
K_{RG}	Rapport de réduction global de la chaîne de transmission
K_{red}	Rapport de réduction du réducteur en sortie de moteur
\dot{X}_c	Vitesse de consigne de l'extrémité libre du bras
\dot{X}_{sim}	Vitesse simulée de l'extrémité libre du bras
\dot{X}	Vitesse réelle de l'extrémité libre du bras

Dynamique

A_d	Matrice d'inertie du bras
C_d	Vecteur des couples/forces de Coriolis et centrifuges
Q_d	Vecteur des couples/forces de gravité

f_d	Vecteur des couples/forces de frottement
-------	--

Indices

k, i	Indices liés aux articulations.
1,2	Indique deux côtés opposés du tube
x, y, z	Suivant les axes portés par e_x , e_y et e_z
g	Gonflé
ng	Non gonflé
max	maximal
$pivot$	Relatif à une liaison pivot

Exposants

<i>isotrope</i>	S'applique à un matériau isotrope
<i>orthotrope</i>	S'applique à un matériau orthotrope

Propriétés mécaniques

K	Module d'élasticité isostatique.
E	Module d'Young de l'enveloppe isotrope.
R_e	Limite élastique de la toile isotrope
G	Module de cisaillement de l'enveloppe isotrope.
ν	Coefficient de Poisson de l'enveloppe isotrope
E_l	Module d'élasticité de la toile dans la direction de chaîne.
E_t	Module d'élasticité de la toile dans la direction de trame
ν_l	Coefficient de Poisson de la toile dans le sens de chaîne
ν_t	Coefficient de Poisson de la toile dans le sens de trame.
M_{crt}	Moment critique pour le flambement
H_{pf}	Effort plissant en flexion
M_{pf}	Moment plissant en flexion
M_{pt}	Moment plissant en torsion
R_v	Raideur d'une articulation suivant son axe de rotation

R_f	Raideur en flexion d'une articulation
θ	Angle de déformation d'une structure gonflable
C_a	Couple d'actionnement d'une articulation
Γ	Vecteur des couples articulaires
k_a	Module d'élasticité des câbles d'actionnement
k_c	Module d'élasticité des câbles de renfort articulaire
k_t	Module d'élasticité d'un quart de cylindre de toile
m_l	Masse linéique d'une poutre
m_b	Masse propre du bras
k_p	Raideur du ressort de pénalité dans le modèle de contact
f_e	facteur d'ajustement pour le modèle de contact
A_e	Surface d'un élément fini
V_e	Volume d'un élément fini
C_r	Critère d'évaluation d'une articulation gonflée

Contraintes

σ_l	Contrainte longitudinale dans une enveloppe cylindrique gonflée.
σ_c	Contrainte circonférentielle dans une enveloppe cylindrique gonflée.
σ_{crt}	Contrainte critique de flambement pour un matériau isotrope
τ_l	Tension linéique normale de la toile sur la ligne moyenne
P	Pression interne

Fonctions

H	$H(q) = \frac{2}{q^2} \left(\frac{q - \sin(q)}{1 + \cos(q)} \right)$
-----	---

Systèmes de coordonnées

(O_i, X_i, Y_i, Z_i)	Repère cartésien lié au segment i
$(O(x), X(x), Y(x), Z(x))$	Repère cartésien lié au point d'abscisse curviligne x ; X est perpendiculaire à la section droite.

Opérateurs linéaires

d/dt	Dérivée par rapport au temps.
$M_{a \rightarrow b}$	Matrice orthogonale de passage d'une base a à une base b.
C_{ij}	Tenseur élastique de la toile orthotrope
σ_{ij}	Tenseur des contraintes

Efforts

$\begin{Bmatrix} \mathbf{F} \\ \mathbf{M} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \\ M_x \\ M_y \\ M_z \end{Bmatrix}$	Torseur d'effort extérieur appliqué en un point du robot.
p	Effort longitudinale due à la pression
T_c	Tension dans les câbles de renfort.
T_a	Tension d'un câble d'actionnement
N	Action normale de la toile sur la ligne moyenne d'une articulation

Déformations

D	Déplacements.
δ^*	Champ de déplacement virtuel
$\delta\theta_x, \delta\theta_y, \delta\theta_z$	Rotations virtuelles de la section droite autour de X, Y, Z .
$\delta D_x, \delta D_y, \delta D_z$	Déplacements virtuels suivant X, Y, Z .

Grandeurs physiques

V	Volume d'une structure gonflée
ρ	Masse volumique
ΔW	Quantité de travail
ΔQ	Quantité de chaleur
ΔU	Quantité d'énergie interne
μ	Coefficient de frottement
μ_d	Coefficient de frottement dynamique

Nomenclature

μ_s	Coefficient de frottement statique
$carb$	Coefficient de transition du modèle de frottement statique à dynamique

Variables mathématiques

n_m	Nombre de mofles
nb_k	Nombre de brins dans le moufle k
e_k	Longueur du moufle k
b_k	Longueur de câble inséré dans une articulation et correspondant au moufle k
ε	Longueur commune à tous les mofles d'un effecteur
E_r	Différence géométrique entre une articulation gonflable et une liaison pivot.
f_{1-6}	Forces relatives aux déplacements virtuels.

Introduction générale

Historiquement, la robotique moderne a fait son apparition en France avec les débuts du nucléaire pour répondre à un besoin de sécurité et de protection des personnels. En effet, certaines zones des installations nucléaires présentent des risques (radiologiques, chimiques, environnementaux) limitant l'accès au travail humain. D'où l'idée d'utiliser des robots spécialement adaptés à ces conditions extrêmes pour réaliser des opérations de maintenance, de manipulation et d'inspection.

Le Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives (CEA) a ainsi développé des systèmes et des structures mécaniques ultraperformantes, des électroniques durcies aux rayonnements, et des lois de commandes sophistiquées pour répondre à ces problématiques particulières. L'une d'elles, et parmi les plus contraignantes, concerne l'inspection de cellules aveugles de centrales nucléaires. Il s'agit de vérifier l'état d'un local qui ne comporte normalement aucune voie d'accès, qui est traversé de canalisations et contient des machineries cruciales pour le bon fonctionnement de la centrale. Pour y accéder il est possible de percer un trou dans le blindage qui, pour des raisons de sécurité, ne doit pas dépasser 10 ou 20 *cm* de diamètre.

Le robot conçu pour réaliser ce type d'inspection doit donc être introduit au travers de cet orifice étroit et inspecter des zones situées à plusieurs mètres de distance. Il doit ainsi naviguer dans un environnement encombré sans pour autant endommager les installations qui l'entourent. Une règle de sécurité supplémentaire stipule que tout ce qui est introduit dans la cellule doit pouvoir en être extrait en toutes circonstances.

Pour remplir ces missions particulières, le CEA a donc proposé divers robots dit « à fort élanement », *i.e.* ayant une grande longueur pour un petit diamètre extérieur. Ils sont constitués d'une succession de segments rigides et d'articulations de diamètre inférieur à celui du trou d'accès. Muni de plus de six axes de rotation orthogonaux, leur redondance cinématique leur permet d'éviter des obstacles et d'inspecter les moindres recoins de la cellule. La nécessité d'un grand volume de travail induit un rapport longueur/diamètre très élevé (>40). Les conceptions actuelles et les matériaux les plus performants ont permis à ce jour de donner naissance à des robots d'une dizaine de mètres de long pour un diamètre allant de 10 à 18 *cm*.

Néanmoins, selon les chercheurs qui ont conçu ces robots, l'optimisation est déjà tellement poussée que la marge de progrès est très faible. En effet la longueur de ces robots est limitée par un principe très simple : plus le robot est long, plus son poids et son porte-à-faux sont importants et donc les efforts qu'il doit supporter sont grands. Son diamètre étant limité, pour supporter les contraintes, ses

éléments doivent être plus épais et par conséquent plus lourds. Mais plus le robot est lourd et moins il est long ! En suivant la conception actuelle, il est possible d'espérer des améliorations incrémentales de chacun des composants du bras mais pas d'augmenter significativement ses performances.

Pour apporter une rupture technologique, une démarche de résolution de problèmes innovant appelée TRIZ a été mise en place. Cette méthode se base sur le principe que dans un faisceau de problèmes techniques tel que celui ci, il existe au moins une contradiction physique principale. Une fois identifiée, des outils permettent de résoudre la contradiction. La première contradiction trouvée au cours de ce processus intellectuel peut s'exprimer ainsi : pour être plus longue, malgré un diamètre limité, la structure doit être la plus large possible.

L'outil de résolution mis en place à alors été le découpage temporel du problème : le robot doit avoir un diamètre limité pour entrer dans la cellule mais une fois à l'intérieur son diamètre est beaucoup moins contraint. Une première piste de recherche concernant les structures à géométrie variable a donc été lancée mais sans succès.

En effet, l'origine du problème est différente : le robot étant en porte-à-faux, il doit supporter son propre poids. D'où l'emploi de matériaux ultra-performants et très couteux utilisés aux limites de leurs capacités. C'est aussi le poids qui rend le robot dangereux pour les installations et impose la contrainte de non-contact.

Une autre méthode de résolution consiste alors à supposer que l'impossible existe et à en décliner les propriétés. Ici la solution « impossible » idéale est un robot sans poids ; en présence de gravité cela revient à considérer un robot sans masse. La propriété principale d'un robot sans masse est qu'il est constitué d'une structure infiniment fine. Or une structure très fine est nécessairement très souple, donc pour lui donner la forme voulue, il suffit de la gonfler come un ballon de baudruche. Pour réaliser cette fonction il existe une ressource abondante et bon marché : l'air comprimé.

La contradiction est donc résolue, en théorie, par une enveloppe très fine gonflée par de l'air. Comme ce concept résout le problème principal, à savoir le poids, il répond non seulement à la problématique du fort élanement, mais il supprime aussi la contrainte de non-contact. En effet il est désormais possible d'imaginer que le robot prenne appui sur son environnement sans l'endommager, il pourrait ainsi atteindre des zones encore plus éloignées de sa base. Un tel robot dépasserait donc les longueurs de porte-à-faux actuelles mais plus encore, son rayon d'action ne serait plus limité par cette longueur. Les avantages potentiels ne s'arrêtent pas là. Le coût de réalisation pourrait être radicalement diminué, ce qui ouvre un champ d'application beaucoup plus vaste. De plus, une fois dégonflé, le bras pourrait être facilement rangé et transporté. Cela explique pourquoi les recherches concernant ce type de structure sont, à l'heure actuelle, en plein essor pour des robots en interaction directe avec des êtres humains (aide à la personne [Sanan, 2010b]) ou pour des structures spatiale (bras robot [Koren & Weinstein, 1991] ou antenne gonflable [Freeland *et al.*, 1996]).

Ce concept novateur est certes très prometteur, mais sa validité reste à démontrer. En effet la réalisation et la mise en œuvre soulèvent de nombreuses questions.

- Premièrement, comment une structure gonflable peut-elle être articulée et quelles performances est-il possible d'en tirer ?
- Deuxièmement, comment la réaliser, avec quelle matière, quelle structure, comment assurer l'étanchéité ?
- Troisièmement, quel type d'actionnement utiliser pour mouvoir le bras tout en gardant le souci de la légèreté ?
- Et enfin comment la commander ?

Le travail présenté ici vise à démontrer la validité du concept de robot gonflable à fort élanement en apportant des solutions aux questions précédentes, abstraction faite des contraintes opérationnelles particulières au nucléaire que sont la température, le vide et le rayonnement. Il est organisé comme suit :

Dans le Chapitre I nous présentons un état de l'art des robots à fort élanement et des robots gonflables ainsi que les principes fondamentaux de la mécanique des structures gonflables. Une étude analytique et des simulations par éléments fini (EF) sont aussi menées afin de valider le concept et de définir plus précisément la structure à concevoir.

La conception de la structure gonflable est décrite au Chapitre II. Y sont présentées l'étude des paramètres de conception importants ainsi que les méthodes de fabrication et les matériaux employables pour réaliser le robot. Parmi ces architectures, les plus pertinentes sont testées sur prototypes.

Le Chapitre III se base sur l'étude de l'existant pour concevoir un système d'actionnement original, adapté à une structure ultralégère gonflable. Les choix présentés ont fait l'objet d'études analytiques et de validations numériques ou expérimentales.

La modélisation en vue de la commande est abordée au Chapitre IV. Un modèle géométrique, un modèle cinématique et un modèle des déformations d'un robot gonflable sont présentés. La problématique de la commande est aussi posée.

Enfin la conclusion reprend les principaux résultats et détaille les perspectives de développements futurs.

Les résultats présentés dans ce mémoire ont donné lieu aux publications suivantes dans des congrès internationaux avec actes :

S. Voisembert, A. Riwan, N. Mechbal et A. Barraco. A novel Inflatable Robot with Constant Continuous volume. International Conference on Robotics and automation. Shanghai, China, May 2011.

S. Voisembert, A. Riwan, N. Mechbal et A. Barraco. A Novel Inflatable Tendon Driven Manipulator with Constant Volume. Mechanisms and Robotics Conference, Washington, USA, August 2011.

S. Voisembert, A. Riwan et N. Mechbal. Numerical Evaluation of a New Robotic Manipulator Based on Inflatable joints. 8th IEEE International Conference on Automation Science and Engineering, Seoul, Korea, August 2012.

Ces résultats ont aussi donné lieu à la soumission des articles suivants dans des journaux de rang A.

S. Voisembert, A. Riwan, N. Mechbal et A. Aoussat, Innovative Design of a Tendon Driven Inflatable Manipulator And Finite Element Study. ASME Journal of Mechanical Design.

S. Voisembert, A. Riwan, N. Mechbal et A. Aoussat, Design of a Novel Long-Range Inflatable Robotic Arm: Manufacturing, Analytical and Numerical Evaluation. ASME Journal of Mechanisms and Robotics.

Chapitre I

Principes fondamentaux et problématique

L'analyse de l'état de l'art montre que les robots dits à fort élancement ont atteint leurs limites de performances. Pour réaliser des robots plus performants une rupture technologique est nécessaire. Un raisonnement TRIZ (Théorie de la résolution de problèmes inventifs) propose un concept innovant : un robot gonflable. Le fort potentiel de ce concept est validé analytiquement et par simulations éléments fini. La conception d'un tel robot soulève un questionnement qui constitue la problématique de cette thèse.

I.1	Introduction	6
I.2	Etat de l'art	6
I.2.1	Robots à fort élancement rigides	6
I.2.2	Manipulateurs à déformation continue.....	11
I.2.3	Structures robotiques gonflables	14
I.3	Principes fondamentaux	15
I.3.1	Raisonnement TRIZ	15
I.3.2	Mécanique des structures gonflables.....	17
I.3.3	Robot à fort élancement : gonflable vs. classique	20
I.3.4	Articulations gonflables	24
I.4	Problématique et hypothèses	30
I.5	Conclusion	30

I.1 Introduction

Le Commissariat à l’Energie Atomique est depuis longtemps un acteur majeur de la recherche en robotique pour le nucléaire. Il fait référence en termes de télé-opération en milieu hostile et plus récemment dans le domaine de la télé-opération par retour d’effort. Hormis la manipulation, l’inspection est un autre grand volet de la robotique pour le nucléaire. S’assurer du bon état des structures, notamment dans les zones irradiées, est fondamental pour garantir le fonctionnement et la sécurité des réacteurs.

Cette inspection peut s’avérer très compliquée au vu des coûts et des risques qu’elle représente. Par exemple, pénétrer dans une cellule fermée suppose d’ouvrir un orifice dans le blindage qui l’entoure. Pour conserver la protection biologique le diamètre maximal d’ouverture ne dépasse pas 20 cm. Par ailleurs, les installations sont souvent encombrées de canalisations ou de machines fragiles qu’il faut éviter, voir contourner pour réaliser une inspection complète. Ces contraintes excluent évidemment toute intervention humaine et justifient l’emploi de robots très spécifiques pour lesquels la problématique de la fiabilité est primordiale. En effet, pour des raisons de sécurité, et notamment la démonstration de la tenue au séisme, tout objet supplémentaire introduit dans une cellule doit impérativement en être extrait en fin d’usage. De plus, les conditions d’insertion et les espaces à inspecter imposent deux caractères essentiels au robot :

- un élancement très important, à savoir un rapport longueur/diamètre > 40 ,
- une redondance articulaire indispensable aux manœuvres d’évitement.

Ce chapitre présente les solutions pertinentes apportées par le CEA et d’autres organismes de recherche et explore le potentiel d’une solution innovante apportée par un raisonnement TRIZ [Altshuller, 1985] préalablement à ce travail de thèse.

I.2 Etat de l’art

I.2.1 Robots à fort élancement rigides

I.2.1.1 Structures et performances

Afin de réaliser des missions d’inspection ou de manipulation dans des environnements encombrés et hostiles à l’homme, le CEA a proposé l’emploi de robots composés de segments et d’articulations en série portant à leurs extrémités une caméra ou un effecteur. Après avoir été introduits par l’orifice d’entrée, ils peuvent évoluer dans la zone à inspecter sans en toucher ni les parois ni les machines.

Afin d’explorer efficacement des volumes complexes et de grandes dimensions, ils sont divisés en 6 segments articulés, et une mécanique très performante leur permet de supporter un porte-à-faux de plusieurs mètres et ce malgré leur faible diamètre.

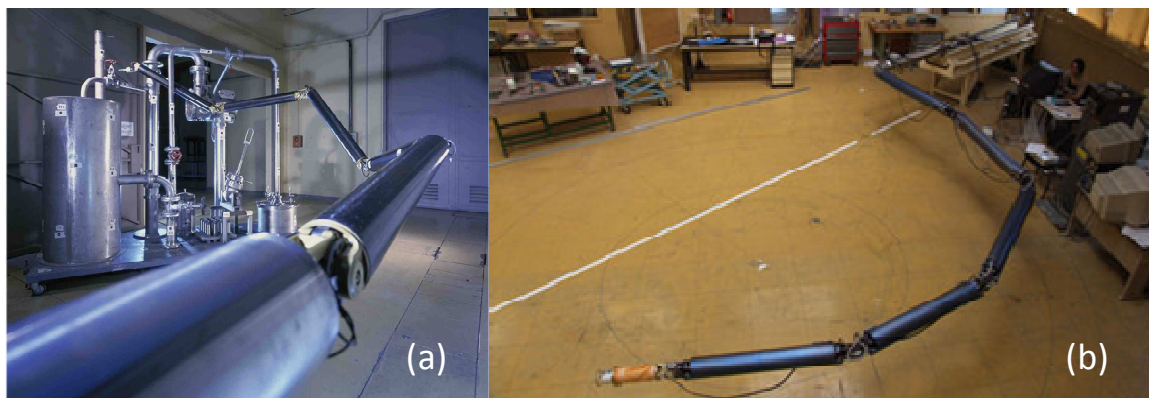


Fig. I-1 : PAC inspectant une reproduction de cellule (a). AIA en phase de test (b).

Ces robots sériels, dits à fort élanement, sont développés au CEA depuis près de vingt ans. La recherche dans ce domaine a abouti à deux robots : le PAC et L'AIA [Keller *et al.*, 2008a; Keller *et al.*, 2008b; Gargiuloa *et al.*, 2009].

Le PAC (Porteur Articulé pour inspection en Cellule) est un manipulateur à 11 degrés de liberté, mesurant 6 m et pouvant supporter une charge de 1 kg à son extrémité. Ses actionneurs sont placés à l'intérieur des segments, il pèse 30 kg et peut être introduit par un orifice de 100 mm de diamètre seulement (Fig. I-1a). Il a été réalisé en collaboration avec AREVA pour des missions variées d'inspection et d'intervention dans des environnements hostiles, radioactifs, ou simplement difficiles d'accès pour l'homme.

Le robot le plus récent, l'AIA [Keller *et al.*, 2008a; Keller *et al.*, 2008b; Gargiuloa *et al.*, 2009] (pour Articulated Inspection Arm) a été développé exclusivement pour l'inspection du réacteur à fusion nucléaire, le tore supra, situé à Cadarache (Fig. I-1b). Il pèse 130 kg, et peut embarquer une charge de 8 kg au bout de 8 m. Il est conçu pour fonctionner dans l'ultravide (10^{-5} Pa) et à une température de 200°C. Son introduction peut être effectuée par un orifice de 200 mm.

De part sa forme, le bras est soumis à des moments de flexion trop importants pour pouvoir être contrôlés par des actionneurs. Chaque articulation autorise donc, au plus, deux degrés de liberté en flexion mais aucun en torsion.

Bien que constitués de matériaux très performants en termes de raideur/masse (titane, fibre de carbone), le poids propre du bras et celui de la charge engendrent des flèches de l'ordre de 10 cm pour le PAC et de 40 cm pour l'AIA.

Certaines pièces sont même sollicitées à la limite de la déformation plastique. Pour envisager réaliser des robots encore plus longs sur ce modèle il faudrait disposer de nouveaux matériaux encore plus performants, mais tel n'est pas le cas.

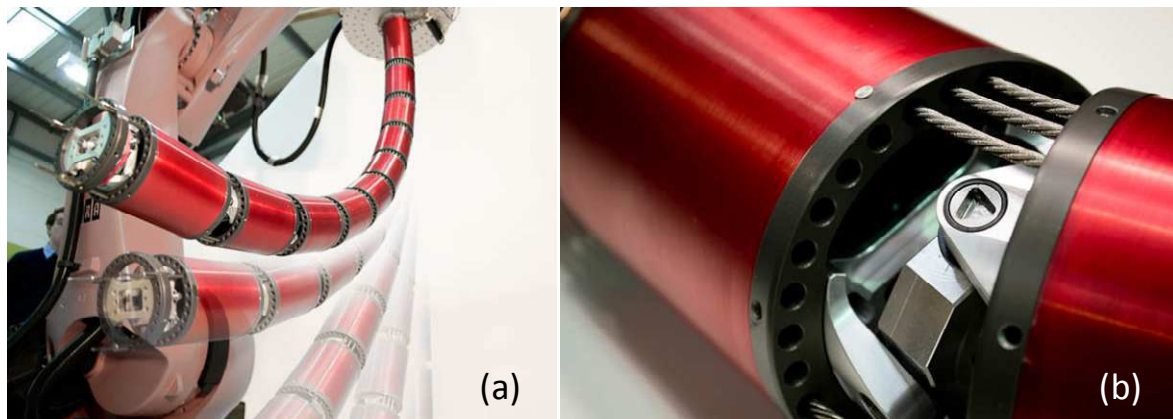


Fig. I-2 : Snake-Arm Robot (a) [OCrobotics]. Gros plan d'une articulation (b).

Pour des applications similaires, OC Robotics propose les Snake-Arm Robots [Buckingham *et al.*, 2007] (Fig. I-2a), des manipulateurs du même type mais constitués de segments beaucoup plus courts et articulés par des cardans. Cette architecture offre des possibilités de courbure dans n'importe quelle direction de l'espace sans coude saillant.

La résistance à la torsion des articulations, alliée à la faible masse du bras autorise un élan conséquent (rapport longueur/ diamètre de l'ordre de 30 [OC Robotics, 2010]).

Il est évident que le poids est un problème majeur dans la conception de ce type de robot. Il limite drastiquement la longueur maximale ainsi que les amplitudes et vitesses de mouvement. Par comparaison, un robot évoluant en microgravité, par exemple sur une station spatiale, peut atteindre des longueurs beaucoup plus importantes.

Le Canadarm2 [Agence Spatiale Canadienne, 2001], qui équipe la Station Spatiale Internationale fait 17 m de long, pour un diamètre de 35 cm, une masse de 1641 kg et une capacité de charge de 600 kg (Fig. I-3).

Les capacités de charges sont incomparables étant donné que le Canadarm2 n'est pas soumis à la pesanteur mais, avec un volume équivalent à 6 fois celui de l'AIA, le Canadarm2 possède une masse 12 fois supérieure à celle de l'AIA. Ceci montre à quel point l'AIA a été optimisé pour que son poids soit limité au strict minimum.

Afin de comparer les différents robots qui viennent d'être présentés, nous définissons 4 indices de performance adimensionnels :

- I_{p1} le rapport entre la flèche terminale le bras portant sa charge à l'horizontale, toutes les articulations étant droites (0 deg).
- I_{p2} le rapport entre la masse embarquée et la masse du bras.
- I_{p3} le rapport entre la longueur totale du bras en porte à faux et son diamètre.
- I_{p4} une combinaison des 3 premiers indices synthétisant la performance globale du robot.

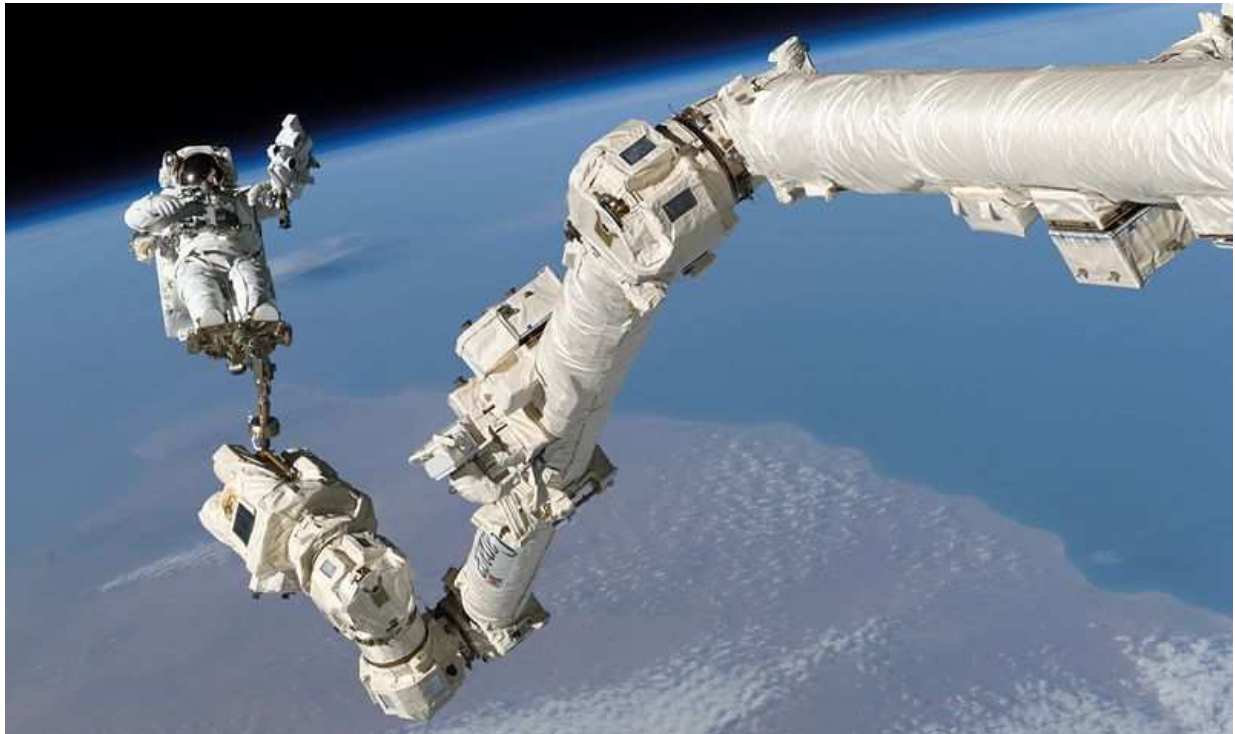


Fig. I-3 : Le Canadarm2 portant Steve Robinson. [Agence Spatiale Canadienne, 2001]

Les indices qui ont pu être calculés grâce aux données fournies par la littérature sont regroupés dans le Tableau I-1.

Tableau I-1: Indices de performances des robots à fort élanement

Robot	$I_{p1} = \frac{D_z}{L}$	$I_{p2} = \frac{m_c}{m_b}$	$I_{p3} = \frac{L}{2R}$	$I_{p4} = \frac{I_{p2}I_{p3}}{I_{p1}}$
PAC	1.6%	3.3%	60	112
AIA	5%	6.1%	40	49
Canadarm2		36%	48	
OC ROBOTICS « Explorer 100 »			30	

I.2.1.2 Actionnement

Les actionneurs présents sur les Snake-Arm Robots, l'AIA et le PAC sont des vérins électriques agissant sur les articulations par l'intermédiaire de câbles comme des muscles.

Pour diminuer la masse des actionneurs présents sur un robot à fort élanement, deux stratégies sont possibles.

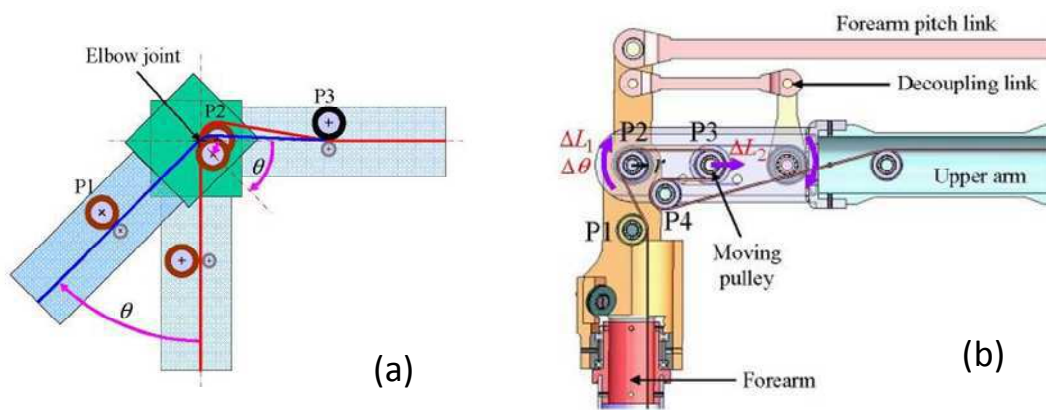


Fig. I-4 : Découplage par longueur de chemin constant (a) [Chang *et al.*, 2005]. Découplage par compensation (b) [Lee *et al.*, 2008].

La première consiste à doter le bras d'un système d'équilibrage statique développé au CEA [Guilbaud & Vertut, 1970]. Celui-ci permet de compenser les efforts dus à la gravité grâce à un mécanisme à ressort. La puissance et la masse des actionneurs embarqués peuvent donc être réduites.

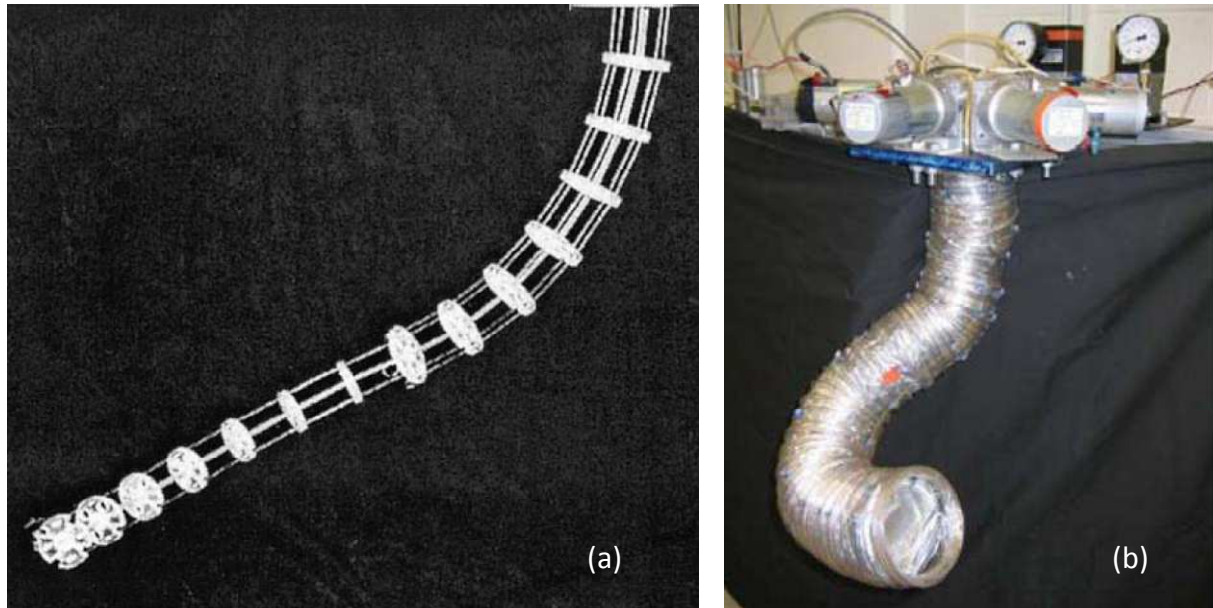
La deuxième consiste à déporter les actionneurs à la base du robot et à commander les articulations via des câbles. C'est aussi l'un des savoir-faire majeurs du Laboratoire de Robotique interactive du CEA-LIST avec notamment la conception et la commande du MA23 [Vertut & Coiffet, 1985; Garrec & Riwan, 2002; Garrec *et al.*, 2002]. La transmission à câble permet de s'affranchir du poids des moteurs, c'est pourquoi elle est utilisée dans tous les Snake-Arms.

Mais elle pose le problème de l'indépendance des articulations. En effet, comme on peut le voir sur la Fig. I-2b, plusieurs câbles peuvent être tendus entre deux segments. La rotation d'une articulation engendre donc une variation de la longueur du chemin pour tous les câbles qui la traversent, complexifiant ainsi la commande du bras. Il existe néanmoins des méthodes efficaces pour s'affranchir de ce couplage.

Le découplage mécanique le plus simple, consiste à faire passer les câbles par les axes de rotation des articulations qu'ils ne commandent pas [Chang *et al.*, 2005]. Ainsi ils ne peuvent y exercer de couple fléchissant (Fig. I-4a).

Le découplage peut aussi être effectué en compensant la variation de longueur du chemin par le déplacement d'une poulie mobile (Fig. I-4b) [Lee *et al.*, 2008].

Pour répondre aux problématiques d'inspection en environnement encombré, la recherche scientifique a aussi produit des systèmes robotiques aux conceptions moins classiques et notamment les manipulateurs à déformation continue.



**Fig. I-5 : Manipulateur tentacule de l'université de Clemson [Gravagne *et al.*, 2003]
 (a). Manipulateur Air-Octor de l'université de Clemson [MacMahan *et al.*, 2005] (b).**

I.2.2 Manipulateurs à déformation continue

Contrairement aux structures robotiques précédemment présentés, les manipulateurs à déformation continue ne sont pas munis d'articulations localisées. Ils sont constitués d'une « colonne vertébrale » fléchie continument par un système d'actionnement.

I.2.2.1 Propriétés de la colonne vertébrale

Comme pour les autres robots sériels, la colonne vertébrale doit autoriser les rotations mais pas la torsion. Elle peut donc être constituée tiges flexibles délimités munies sections droites (Fig. I-5a); leurs déformations élastiques autorisant deux degrés de liberté en flexion [Robinson & Davies, 1999; Gravagne & Walker, 2000a; Blessing & Walker, 2004].

D'autres auteurs [Jones *et al.*, 2004; MacMahan *et al.*, 2005] proposent de remplacer cette tige flexible par une structure gonflable composée de plusieurs chambres contrôlées en pression (Fig. I-5b). Il est ainsi possible de faire varier la longueur et la raideur du bras en fonction de la pression [Walker *et al.*, 2006].

La colonne vertébrale offre ainsi de 2 à 3 degrés de liberté par segment. Cependant leur cinématique est différente de celle des robots classiques et nécessite des modélisations particulières.

I.2.2.2 Modélisation

Les méthodes classiques de modélisation de robot [Khalil & Dombre, 1999] doivent être adaptées pour s'appliquer aux manipulateurs à déformation continue à cause du nombre infini de centres de rotation.

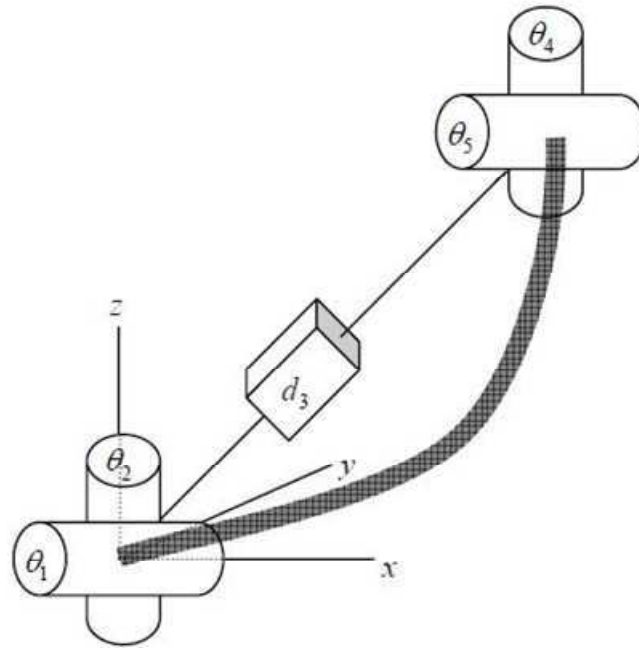


Fig. I-6 : Représentation cinématique d'une section de manipulateur continu.

Dans la plus part des modélisations il est fait l'hypothèse que les segments ont une courbure constante [Hannan & Walker, 2002; Jones & Walker, 2006], ils sont donc modélisés par un assemblage de liaisons pivot et de segments à longueur variable (Fig. I-6) dont les paramètres dépendent de la courbure et d'équations de couplages. D'autres considérations géométriques permettent de réaliser le modèle inverse et de calculer la longueur des actionneurs (câbles ou muscles pneumatiques) en fonction des courbures [Hannan & Walker, 2001].

Une modélisation dynamique prenant en compte les effets de la gravité et des déformations élastiques a aussi été réalisé grâce à une approche Lagrangienne [Gravagne *et al.*, 2003; Tatlicioglu *et al.*, 2007].

I.2.2.3 Actionnement

Les systèmes d'actionnement équipant les manipulateurs à déformation continue sont des actionneurs pneumatiques/hydrauliques, ou des câbles.

Les actionneurs pneumatiques sont placés entre deux sections droites qu'ils orientent. Par exemple, le Bionic Handling Assistant de [Festo](Fig. I-7a) est constitué de segments fléchis par 3 actionneurs pneumatiques. Ceux-ci s'allongent sous l'effet de la pression interne afin d'orienter les sections.

Trivedi *et al.* (2008) ont proposé un manipulateur au fonctionnement très similaire : l'OctArm (Fig. I-7b). Il est constitué de groupes de trois muscles pneumatiques extenseurs qui courbent la structure en fonction de leur pression interne. La longueur optimale de ce robots ne dépasse pas 4m [Trivedi *et al.*, 2008], au-delà, le bras ne supporte plus son propre poids. Ce type d'actionnement n'est donc pas adapté à un robot à fort élanement.

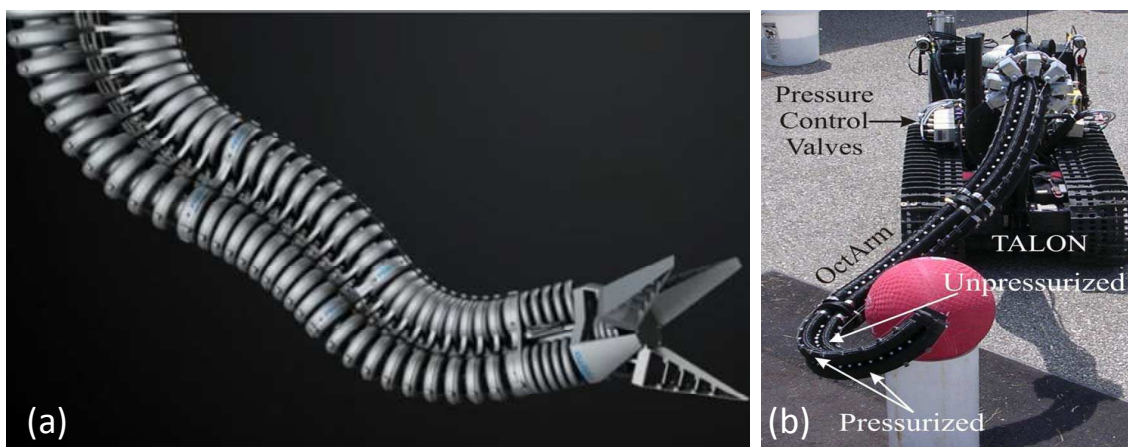


Fig. I-7 : Bionic Handling Assistant © [Festo] (a). L'OCTARM [Trivedi *et al.*, 2008](b).

Les systèmes d'actionnement à câble sont très similaires à ceux rencontrés sur les Snake-Arms d'OC-Robotics. Sur l'Octor par exemple [MacMahan *et al.*, 2005], trois câbles par section permettent de contrôler l'orientation des segment. Cependant, Gravagne et Walker (2000) mettent en évidence que ce type de manipulateur subit les phénomènes de couplages évoqués au § I.2.1.2 et qu'en présence d'une force extérieure, le système d'actionnement maintient les orientations mais pas la *position* du segment (Fig. I-8).

Horizontalement, un tel robot se déformerait sous l'effet de la gravité. Dans une application à fort élanement la colonne vertébrale devrait donc être très rigide, mais alors les actionneurs nécessaires pour la faire fléchir seraient disproportionnés. Sans compter qu'en cas de rupture d'un câble actionneur, la structure reviendrait brutalement à sa position d'équilibre, mettant en danger les opérateurs ou les installations environnantes.

En effet, la structure même du robot est un facteur clé dans l'étude des risques d'utilisation. Cette question se pose notamment dans le cas de robots collaboratifs destinés à interagir directement avec des humains et les assister dans leurs tâches. Dans cette catégorie, les robots d'aide à la personne sont particulièrement impactés par les risques liés aux contacts.

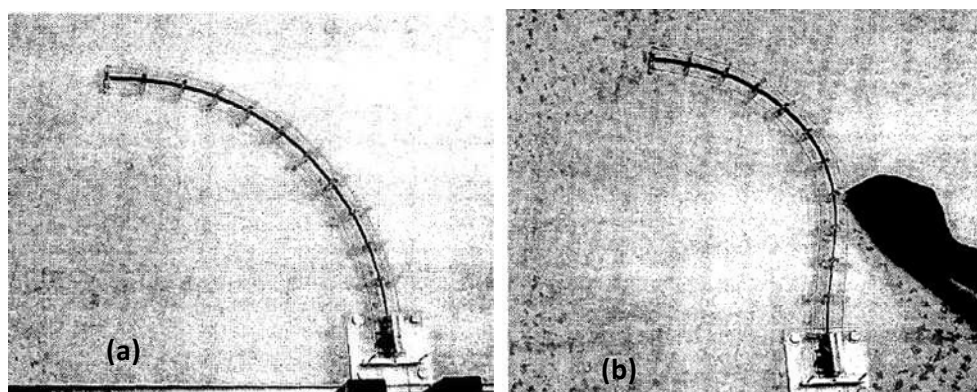


Fig. I-8 : Section à déformation continue fléchie (a). Section à déformation continue fléchie et soumise à un effort extérieur (b)[Gravagne & Walker, 2000b].

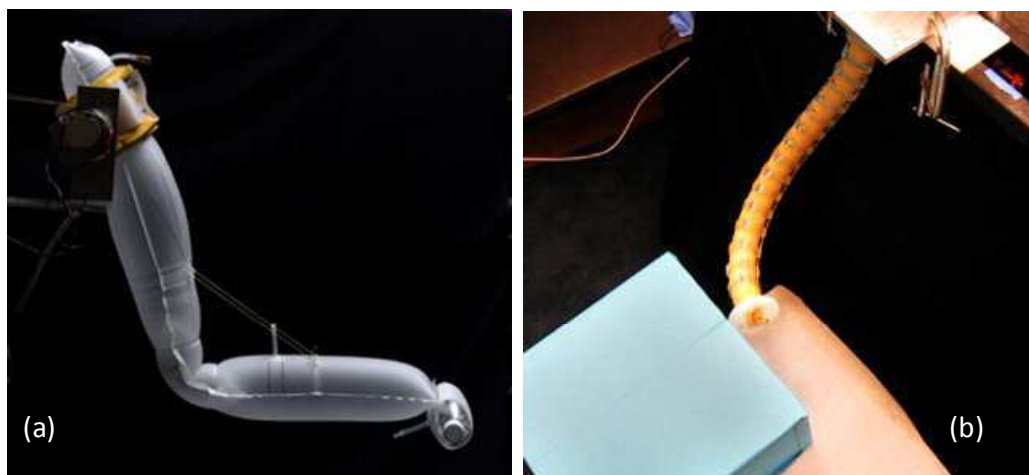


Fig. I-9 : L'Inflatable Arm (a) [Sanan *et al.*, 2009]. Le Tubot (b).

La norme ISO 10218-2 liste entre autres les chocs, les piqûres, l'écrasement, et préconise des distances de sécurité, des limitations de puissance, de vitesse et d'amplitude.

Des contraintes qui rendent difficile la réalisation de robot destinés, par exemple, à aider des personnes à mobilité réduite dans des mouvements du quotidien : se lever, soulever des charges, ou même manger. Il est donc question au paragraphe suivant de plusieurs exemples de robots intrinsèquement sûrs qui pourraient définir de nouveaux standards de sécurité dans la collaboration homme-robot.

I.2.3 Structures robotiques gonflables

Le meilleur moyen de rendre un robot intrinsèquement sûr, d'un point de vue mécanique est de réduire drastiquement sa masse et sa dureté: les risques liés aux contacts sont ainsi évités. Sanan *et al.* (2009) ont proposé l'emploi de segments gonflables dans la conception de bras robotisé en interaction avec l'homme. Il a montré par plusieurs prototypes que les chocs potentiels avec ce type de structures étaient sans danger pour la personne assistée [Sanan, 2010a].

Ses robots se basent sur deux types de structures : l'Inflatable Arm composé de segments et d'articulations gonflables (Fig. I-9a) et le Tubot : un cylindre gonflé, très souple, qui se déforme élastiquement sous l'action de câbles actionneurs (comme pour l'Air-Octor Fig. I-9b).

L'Inflatable Arm est articulé grâce à une section centrale, de diamètre inférieur et sous gonflée par rapport aux deux autres segments. Elle est donc beaucoup moins raide que les segments et peut être fléchie par des câbles d'actionnement. Comme pour l'Air-OCTOR, utiliser ce genre de structure pour un robot à fort élan impliquerait de gonfler la chambre à haute pression et donc de surdimensionner les actionneurs.

Otherlab présente une autre solution où le bras n'est plus commandé par des câbles, mais par des actionneurs pneumatiques.

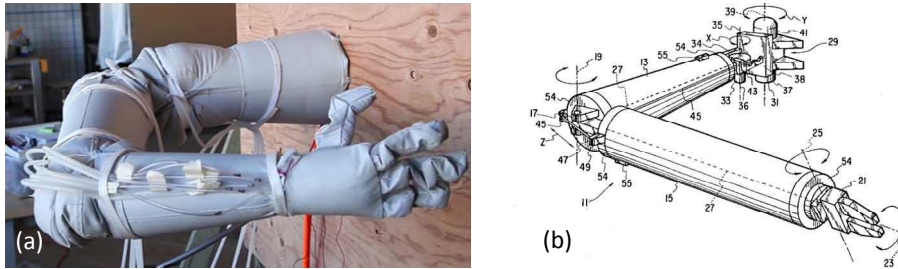


Fig. I-10 : Robotic Arm. [Otherlab] (a). Bras de robot gonflable pour application spatiale [Koren & Weinstein, 1991] (b).

Chaque articulation est en fait composée de deux actionneurs pneumatiques qui « poussent » l'articulation dans un sens ou dans l'autre suivant leur différentiel de pression. Un prototype imitant un bras humain est représenté sur la Fig. I-10a.

Otherlab annonce des capacités de charge importante pour une faible masse mais ne donne pas de valeurs. En revanche, dans le cadre d'une application à fort élancement, la masse des nombreuses gaines pressurisées risquerait d'alourdir le bras. Or il n'est pas possible d'utiliser un système d'actionnement plus léger comme des câbles ; en effet, les articulations n'ont pas de comportement passif, elles fléchissent seulement si leurs actionneurs sont gonflés à des pressions différentes.

Par ailleurs, le concept d'un bras comportant des segments gonflés et des articulations passives actionnées par des câbles a déjà été breveté dans le cadre d'une application spatiale [Koren & Weinstein, 1991](Fig. I-10b). Les segments gonflés présentent ici de forts avantages en termes de masse et d'encombrement mais les articulations proposées dans le brevet sont des liaisons pivot classiques.

En microgravité leur masse est sans importance, mais elle limiterait la longueur d'un tel bras pour une application terrestre.

L'étude de l'état de l'art montre que dans le cadre de l'inspection en environnement encombré et fragile, des robots aux technologies très diverses ont vu le jour (Fig. I-11). Cependant leur poids propre limite leur porté et aucun ne permet d'envisager une augmentation radicale des performances des robots à fort élancement.

Pour dépasser ce verrou technologique, nous proposons, dans le paragraphe suivant, d'apporter une solution innovante et donc une rupture dans la conception des robots à fort élancement.

I.3 Principes fondamentaux

I.3.1 Raisonnement TRIZ

La méthode d'innovation utilisée au CEA pour dépasser les limites des robots à fort élancement actuels est TRIZ. Ce nom est l'acronyme russe de la théorie de résolution des problèmes inventifs.

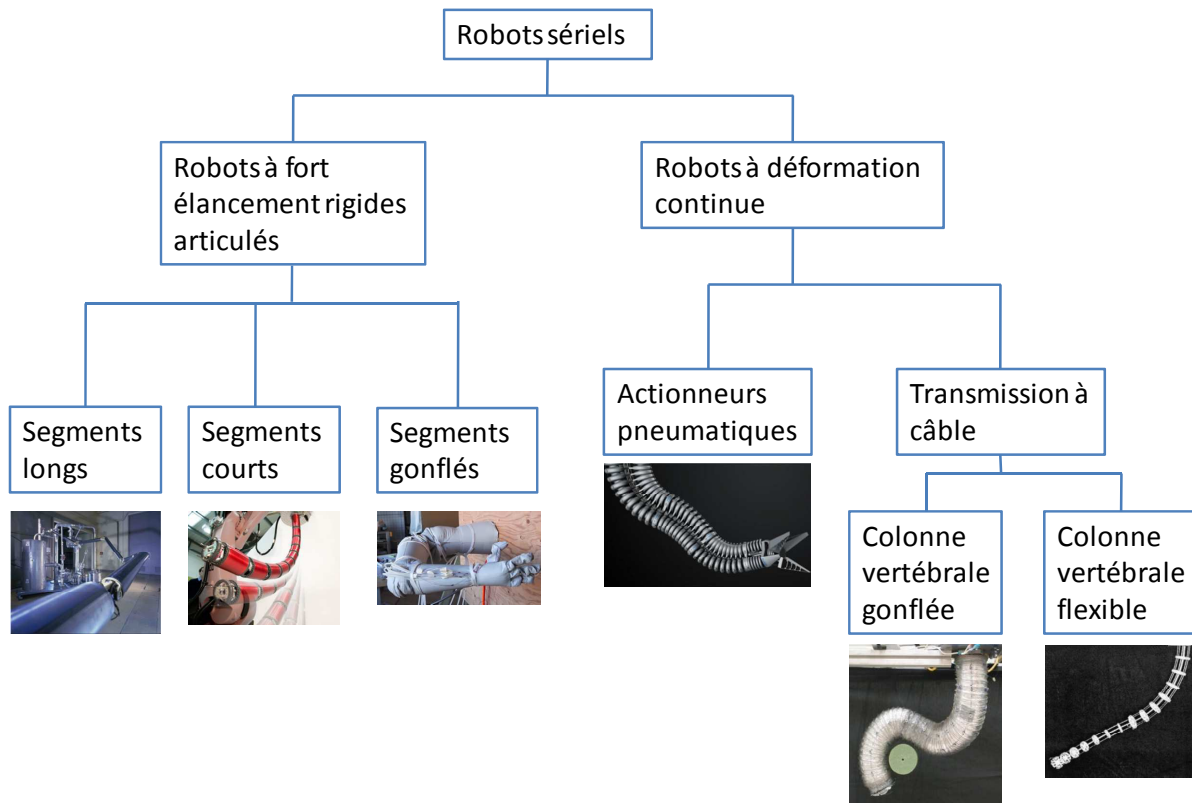


Fig. I-11 : Familles de robots sériels.

Elle a été mise au point par [Altshuller, 1985] à partir de l'étude d'un très grand nombre de Brevet. Il en a tiré 40 grands principes inventifs [Altshuller, 2004], ainsi qu'ARIZ, un algorithme de résolution de problèmes innovants. Appliqué à notre cas, les grandes lignes du raisonnement sont les suivantes : Sachant que la masse propre du robot est le problème principal, la méthode consiste à partir de la solution idéale soit un robot sans masse, et à décliner ses propriétés : un robot sans masse, ou très léger n'a pas besoin d'une structure épaisse pour le supporter, une structure fine suffit. D'un point de vue mécanique, cette structure fine est d'une raideur maximale lorsque sa section est circulaire, avec le rayon extérieur le plus grand possible.

Or, une structure fine est beaucoup moins performante en compression qu'en traction à cause du flambement. Celui-ci apparaît lorsque les contraintes de compression sont suffisamment fortes pour menacer la stabilité d'une structure fine.

Pour supporter la compression, la matière doit donc être aussi épaisse que possible. La contradiction s'énonce donc ainsi : pour être plus longue, la structure doit être la plus fine et la plus épaisse possible. Cette contradiction peut être résolue par un découpage spatial : les contraintes de traction sont supportées par une structure fine et la compression par une structure épaisse.

Il existe de nombreuses matières spécialement conçues pour être légères et résistantes en traction ; le plus souvent elles se présentent sous forme de tissus. Les plus performantes dans ce domaine étant utilisées pour confectionner des protections balistiques ; citons les deux principales : les aramides,

commercialisées sous le nom de Kevlar[®], et les polyéthylènes ultrahaute densité dont le taux de cristallinité exceptionnel leur confère des performances encore supérieures. Ces dernières sont commercialisées sous les appellations Spectra[®] ou Dyneema[®].

Pour supporter la compression, l'air constitue un matériau idéal : bon marché, abondant et très léger.

D'un point de vue plus physique l'air comprimé précontraint l'enveloppe tubulaire de manière à ce qu'elle travaille toujours en traction, empêchant ainsi l'apparition du flambement.

Pour vérifier la validité du raisonnement TRIZ, il est nécessaire de s'intéresser à la mécanique des structures gonflables et de comparer analytiquement les performances d'une structure gonflée et d'une structure rigide. Et pour que ce raisonnement soit applicable à un robot il faut définir un mode d'articulation viable. Ces deux points sont traités dans les paragraphes qui suivent.

I.3.2 Mécanique des structures gonflables

Plusieurs études analytiques ont été menées afin de prédire le comportement mécanique d'éléments gonflés. Elles ont mis en évidence qu'une structure gonflée adopte plusieurs comportements en fonction du chargement. Un comportement linéaire par rapport aux efforts avec de faibles chargements puis un comportement non linéaire avec des chargements plus importants.

I.3.2.1 Comportement linéaire

Comer et Levy (1963) ont posé les bases de la mécanique des structures gonflables en analysant les tensions distribuées dans l'enveloppe d'une poutre cylindrique soumise à une pression interne et à un chargement extérieur.

Le premier résultat porte sur la répartition des contraintes dans l'enveloppe. En l'absence de chargement extérieur, elles sont longitudinales et circonférentielles comme le montre la Fig. I-12. Les valeurs de ces contraintes dépendent de la pression et sont données par :

$$\sigma_c = \frac{PR}{e}; \quad \sigma_l = \frac{PR}{2e} \quad (I-1)$$

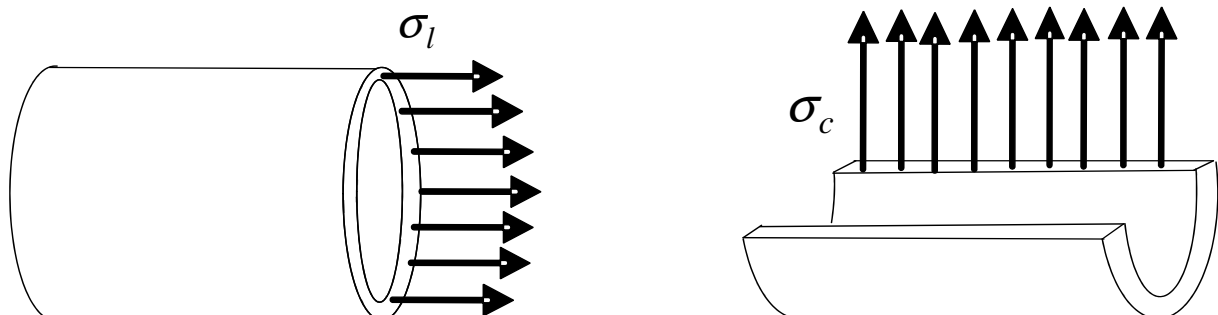


Fig. I-12 : Répartition des tensions dans une poutre gonflée sans chargement extérieur.

avec σ_c la contrainte circonférentielle, σ_l la contrainte longitudinale, P la pression interne, R le rayon de la poutre cylindrique et e son épaisseur. En appliquant le modèle d'Euler-Bernoulli, Comer établit le lien entre les déformations élastiques et la charge appliquée à une telle structure.

Main a amélioré ce modèle et l'a testé sur des poutres gonflées constituées de toiles orthotropes [Main *et al.*, 1994; 1995]. Toujours en utilisant le modèle d'Euler Bernoulli, il est possible de déterminer les équations de déformation d'une poutre gonflée soumise à un chargement continu [Suhey *et al.*, 2005]. Cependant, pour faire apparaître la pression dans les solutions, il faut faire appel à d'autres modèles que celui d'Euler-Bernoulli.

Fichter a été le premier à utiliser le modèle de Timoshenko avec un modèle de toile isotrope et à faire ainsi apparaître la pression dans l'expression analytique des déformations [Fichter, 1966].

Wielgosz a développé le modèle pour une poutre encastree en porte-à-faux et donnent l'expression de la flèche en fonction de l'abscisse [Wielgosz & Thomas, 2002; Le Van & Wielgosz, 2005]:

$$D_y(x) = \frac{F_y}{(E + p/S_0)I_0} \left(\frac{l_0^2 x}{2} - \frac{x^3}{6} \right) + \frac{F_y x}{p + k_{cc} G S_0} \quad (I-2)$$

avec $D_y(x)$ la flèche à l'abscisse x (à l'encastrement $x = 0$), F_y l'effort normal en bout de poutre, E le module d'Young de l'enveloppe, p la force exercée par la pression interne en bout de poutre :

$$p = P\pi R^2, \quad (I-3)$$

l_0 la longueur de la poutre, S_0 la surface de la section droite, I_0 le moment quadratique, k_{cc} le coefficient de correction ($k_{cc}=0.5$ pour les poutres cylindriques).

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (I-4)$$

G est donné par (I-4) avec ν le coefficient de Poisson de l'enveloppe.

Le domaine de validité de ce dernier modèle de déformation est cependant limité par l'apparition des plis. En effet, là où les actions extérieures compensent la pré-tension, l'apparition de contraintes de compression dans la toile donne lieu à des déformations non linéaires.

1.3.2.2 Limite de linéarité

L'effort maximal déterminant l'apparition du premier pli, ou effort plissant, a été étudié par Wielgosz en appliquant le principe du travail virtuel puis en dérivant les équations non linéaires pour une poutre isotrope [Le Van & Wielgosz, 2005; Wielgosz *et al.*, 2008]. Ils ont ainsi amélioré le modèle de Fichter et proposé une expression de l'effort plissant en flexion $H_{pf}^{isotrope}$ pour une poutre encastree chargée à son extrémité :

$$H_{pf}^{isotrope} = \frac{P\pi R^3}{2l_0} \quad (I-5)$$

Le moment plissant $M_{pf}^{isotrope}$ peut en être déduit :

$$M_{pf}^{isotrope} = \frac{P\pi R^3}{2} \quad (I-6)$$

Le comportement est similaire en torsion, les déformations élastiques du tube gonflé peuvent être décrites par la théorie d'Euler [Comer & Levy, 1963] jusqu'à ce que le moment de torsion dépasse le moment de plissement en torsion $M_{pt}^{isotrope}$. Ce dernier est formulé, grâce à un modèle de membrane isotrope [Veldman, 2006]:

$$M_{pt}^{isotrope} = \sqrt{2}P\pi R^3 \quad (I-7)$$

Cette modélisation a été étendue aux poutres constituées de tissus orthotropes pour donner l'expression de l'effort plissant de flexion $H_{pf}^{isotrope}$ d'une poutre encastrée chargée à son extrémité [Apedo *et al.*, 2009]:

$$H_{pf}^{isotrope} = \frac{P\pi R^3}{2l} \left(1 + \frac{PR}{2C_{11}e} \right) \quad (I-8)$$

avec :

$$C_{11} = \frac{E_l}{1 - \nu_l \nu_t} \quad (I-9)$$

E_l étant le module d'Young de la toile dans la direction longitudinale et ν_l et ν_t étant respectivement les coefficients de Poisson de la toile dans les directions longitudinale et transversale.

Un moment plissant $M_{pf}^{orthotrope}$ peut aussi être déduit de (I-8):

$$M_{pf}^{orthotrope} = \frac{P\pi R^3}{2} \left(1 + \frac{PR}{2C_{11}e} \right) \quad (I-10)$$

Le moment plissant en flexion peut être utilisé comme moment maximum admissible en flexion pour la conception d'une structure gonflable. En effet, le plissement est similaire à l'apparition d'une rotule

plastique en mécanique des milieux continus, il détermine la limite du comportement linéaire en flexion d'une poutre gonflée.

Cependant, il est à noter que contrairement à une structure classique, le passage dans le domaine non linéaire est réversible pour une poutre gonflée [Wielgosz & Thomas, 2002]. Un robot constitué d'une structure gonflable aurait donc l'avantage de pouvoir subir des efforts dépassant son comportement linéaire sans être définitivement endommagé.

I.3.3 Robot à fort élancement : gonflable vs. classique

Les études menées sur la mécanique des structures gonflables sont utilisées dans cette partie afin de confirmer analytiquement la validité du raisonnement TRIZ. Celui-ci postule qu'une structure à paroi mince a de meilleures performances mécaniques si elle est gonflée. L'étude comparative d'une poutre encastree en flexion est donc utilisée ici pour vérifier qu'un robot gonflable aurait théoriquement un plus grand élancement qu'un robot classique composé de tubes rigides.

Comparons tout d'abord une poutre mince et une poutre épaisse en porte-à-faux, de même diamètre et soumises uniquement à leur poids.

Dans la théorie d'Euler-Bernoulli, la flèche à l'extrémité libre d'une poutre encastree isotrope non gonflée soumise à son propre poids est donnée par :

$$D_y(l_0) = -\frac{g\rho l_0^4 S_0}{8E I_0} \quad (\text{I-11})$$

Avec $D_y(l_0)$ la flèche à l'extrémité libre, g la gravité, ρ la masse volumique du matériau. Le rapport $\frac{S_0}{I_0}$ s'exprime en fonction de l'épaisseur e de la poutre par

$$\frac{S_0}{I_0} = \frac{2}{R^2} \frac{1}{1 + (1 - e/R)^2} \quad (\text{I-12})$$

Il est tracé en Fig. I-13 et démontre que lorsque l'épaisseur diminue, les déformations dues à la gravité diminuent aussi. La première conclusion du raisonnement TRIZ semble donc être validée : une structure fine se comporte, en cas de fort élancement, mieux qu'une structure massive. Cependant, pour de faibles épaisseurs, le modèle d'Euler est vite limité par le flambement. Intégrons donc ce phénomène à la comparaison :

Dans le cas d'une poutre gonflable isotrope, le phénomène de flambement est équivalent au plissement et apparaît lorsque la poutre est soumise à un moment de flexion dépassant $M_{pf}^{isotrope}$ ou à un couple de torsion dépassant $M_{pt}^{isotrope}$. Etant donné qu'une poutre gonflable résiste moins à la flexion qu'à la torsion ($M_{pf}^{isotrope} < M_{pt}^{isotrope}$), c'est le moment de flexion qui sera utilisé dans la comparaison.

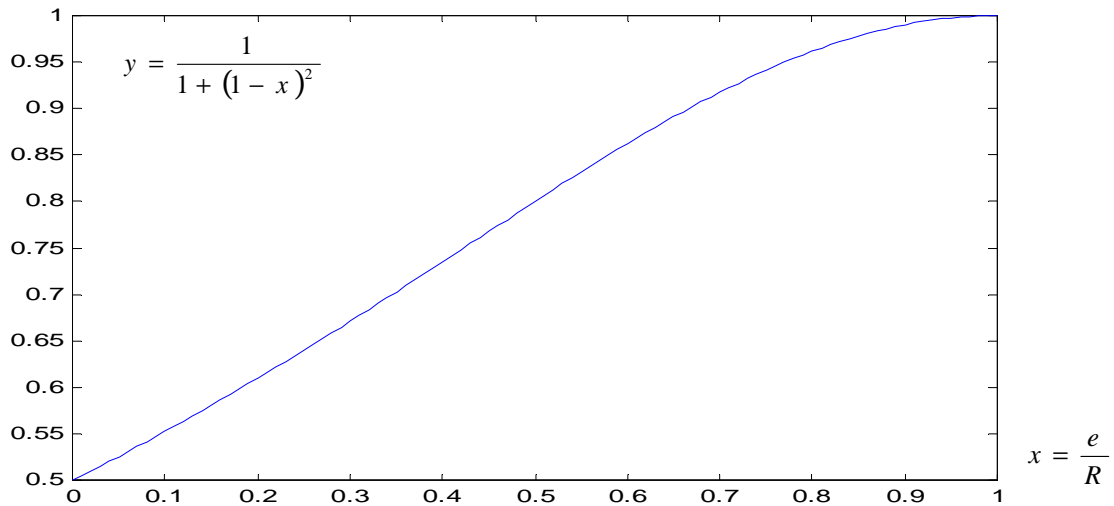


Fig. I-13: Influence du rapport d'épaisseur $\frac{e}{R}$ sur les déformations D_y d'une poutre en porte-à-faux.

Dans ce qui suit, la pression est définie comme étant la pression maximale que la toile peut supporter sans déformation plastique. Pour celle-ci, la limite élastique R_e du matériau est atteinte par σ_c .

La pression P est donc déterminée en remplaçant σ_c par R_e dans (I-1) :

$$P = \frac{eR_e}{R} \quad (\text{I-13})$$

Le moment de flexion maximum devient donc:

$$M_{pf}^{isotrope} = \frac{eR_e\pi R^2}{2} \quad (\text{I-14})$$

Pour une poutre cylindrique en flexion classique, le problème du flambement a été traité dans la littérature [Koiter, 1967; Hunt *et al.*, 2003], il apparaît lorsque le matériau subit une contrainte critique σ_{crt} :

$$\sigma_{crt} = \frac{E}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \frac{e}{R} \quad (\text{I-15})$$

En considérant $\sigma_{xx}(0, 0, R)$ la contrainte maximale engendrée par un moment de flexion M_y :

$$\sigma_{xx}(0, 0, R) = \frac{RM_y}{I_0} \quad (\text{I-16})$$

Il est possible de définir un moment de flexion critique M_{crt} pour lequel la contrainte maximale est égale à la contrainte critique, ainsi :

$$M_{crt} = \frac{\sigma_{crt} I_0}{R} = \frac{E I_0}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \frac{e}{R^2} \quad (I-17)$$

Ces deux moments de flexion maximums admissibles par une poutre gonflée et une poutre « classique », permettent de déterminer les portées maximales supportables par ces deux types de poutre.

Dans le cas d'une poutre en porte-à-faux, la pesanteur engendre un moment de flexion maximum au point d'encastrement d'abscisse $x = 0$, égale à $M_y(0)$:

$$M_y(0) = \int_0^L x m_l g dx = L^2 m_l g \quad (I-18)$$

Avec m_l la masse linéique de la poutre et L sa longueur totale. La masse linéique est liée à la masse volumique ρ du matériau et à la section de la poutre S_0 par l'équation (I-19).

$$m_l = \rho S_0 \quad (I-19)$$

Pour la comparaison, les deux poutres considérées seront constituées du même matériau. En admettant que la portée maximale de la poutre est atteinte lorsque le moment de flexion est égal au moment maximum admissible, les longueurs maximales respectives des poutres gonflées et non gonflées, L_g et L_{ng} , sont données par :

$$L_g = \sqrt{\frac{2M_{pf}^{isotrope}}{m_l g}}; L_{ng} = \sqrt{\frac{2M_{crt}}{m_l g}} \quad (I-20)$$

Et d'où :

$$\frac{L_g}{L_{ng}} = \sqrt{\frac{M_{pf}^{isotrope}}{M_{crt}}} = \sqrt{\frac{R_e \pi R^4 \sqrt{3(1-\nu)}}{2E I_0}} \quad (I-21)$$

Sachant que le moment quadratique vaut :

$$I_0 = \frac{\pi}{4} R^4 \left[1 - \left(1 - \frac{e}{R} \right)^4 \right] \quad (I-22)$$

Il vient :

$$\frac{L_g}{L_{ng}} = \sqrt{\frac{2R_e \sqrt{3(1-\nu)}}{E} \frac{1}{1 - \left(1 - \frac{e}{R} \right)^4}} \quad (I-23)$$

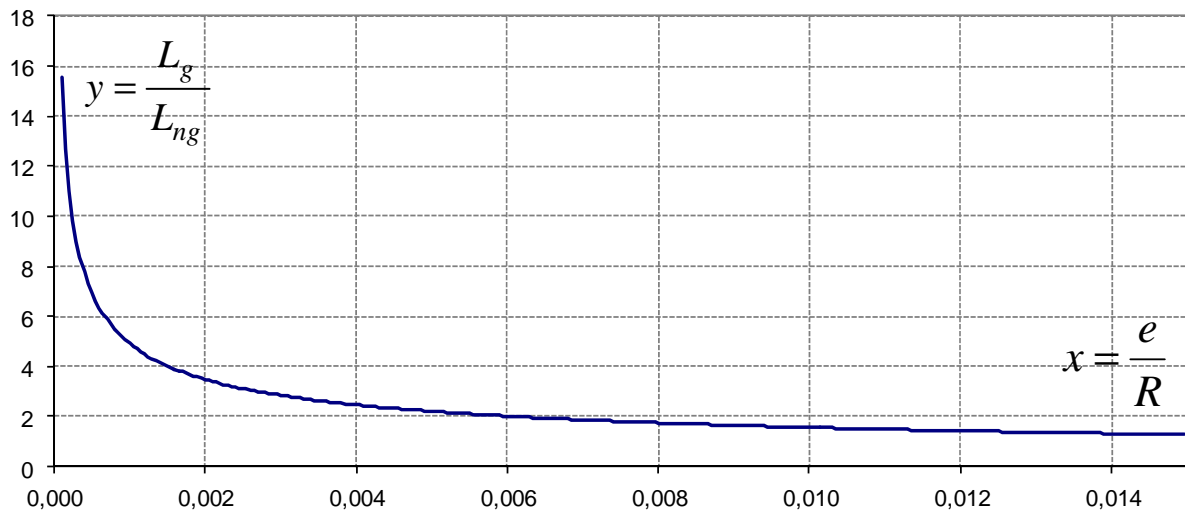


Fig. I-14 : Comparaison des portées théoriques de poutres gonflées et non gonflées.

Ce rapport de longueurs est tracé en Fig. I-14 avec les caractéristiques mécaniques d'un polymère très performant qui pourrait être le matériau constitutif de la toile : le Dyneema® ($E = 100 \times 10^3 \text{MPa}$, $R_e = 3 \times 10^3 \text{MPa}$, $\nu = 0.36$ [Hearle, 2001]).

Le rapport devient très avantageux en faveur de la technologie gonflable pour des épaisseurs faibles par rapport au rayon. Par exemple, en considérant une poutre de 100 mm de rayon et d'une épaisseur de 0,5mm, sa portée maximale est théoriquement 2 fois supérieure si elle est gonflée !

Ainsi, d'après (I-2), en imaginant un robot gonflé à 3 bar, composé d'une enveloppe de 500 g/m² en matériaux connus (300g/m² de toile Dyneema +200g/m² de chambre à air polyuréthane), il pèserait 3,5 kg (en supposant que le système d'actionnement embarqué représente 10% de la masse du bras) et serait capable de porter 8 kg au bout de 10 m, avec une flèche de 26 cm.

Soit un I_{p4} en rupture avec les performances des robots actuels (voir Tableau I-2).

Tableau I-2: Indices de performances des robots à fort élancement

Robot	$I_{p1} = \frac{D_z}{L}$	$I_{p2} = \frac{m_c}{m_b}$	$I_{p3} = \frac{L}{2R}$	$I_{p4} = \frac{I_{p2}I_{p3}}{I_{p1}}$
PAC	1.6%	3.3%	60	112
AIA	5%	6.1%	40	49
Robot gonflable	2.6%	228%	50	4384

Même si certains aspects, comme la présence d'articulations ou d'un système d'actionnement, ne sont pas pris en compte ou grossièrement évalués dans cette comparaison, elle valide néanmoins le raisonnement TRIZ et justifie la pertinence de l'utilisation d'une structure gonflable pour réaliser un robot à fort élancement.

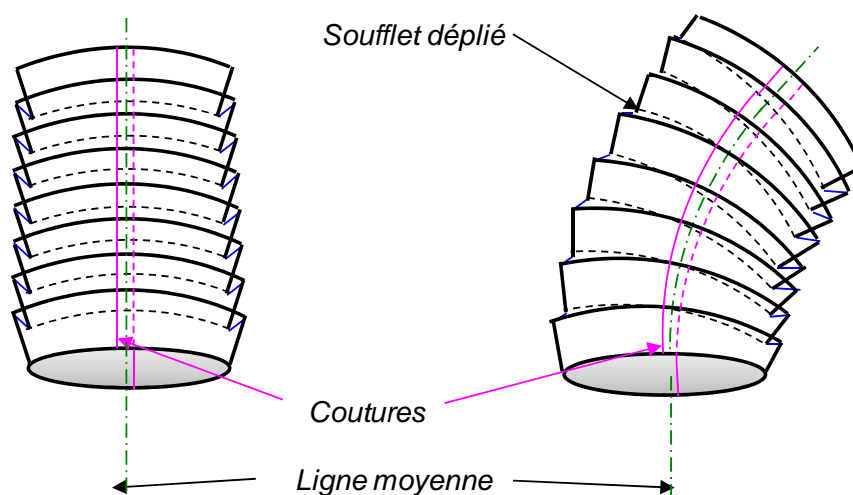


Fig. I-15 : Fonctionnement d'une articulation de combinaison spatiale basée sur des soufflets.

Attention ! Pour que ce raisonnement reste valide dans le cas réel, il faut que les articulations soient sensiblement aussi légères qu'un cylindre gonflé, de même encombrement et qu'elles aient des propriétés mécaniques similaires. C'est l'objet du paragraphe suivant.

I.3.4 Articulations gonflables

Plusieurs types d'articulations peuvent être adaptés à une structure gonflable, l'état de l'art montre que les robots gonflés ont été jusqu'à présent élaborés avec des articulations

- classiques (robot à segments gonflables pour le spatial [Koren & Weinstein, 1991]).
- à restrictions de section (Inflatable Arm [Sanan *et al.*, 2009; Sanan, 2010b]).
- constituées de matériaux suffisamment élastiques pour être fléchies sans trop d'efforts (Air-OCTOR [MacMahan *et al.*, 2005], Tubot [Sanan, 2010a]).
- actives constituées d'actionneurs pneumatiques (Robotic Arm [Otherlab]).

L'utilisation d'articulations classiques (pivot, cardan) n'est pas étudiée ici, car la masse des articulations ferait aussi fléchir la structure.

Les articulations basées sur une structure souple ou sur une restriction de section sont aussi éliminées d'office puisque, dans le cas d'un fort élanement elles doivent être suffisamment raides pour supporter le poids propre du bras mais aussi suffisamment souples pour être fléchies par les actionneurs. Leur emploi nécessiterait donc un compromis incompatible avec l'idée de rupture technologique tel que l'entend la TRIZ.

Comme énoncé plus haut, les articulations actives supposent d'amener de l'air sous pression à chaque articulation ce qui risque d'alourdir le bras d'autant plus que celui-ci est long.

Une autre version de la restriction de section consiste à créer un axe de rotation en fermant totalement le tube suivant une ligne perpendiculaire à l'axe du cylindre. Celle-ci existait sur une version

antérieure de l'Inflatable Arm. Ce principe est envisageable si les propriétés mécaniques restent bonnes dans les directions perpendiculaires à l'axe de rotation.

Il existe encore un autre type d'articulations gonflables qui n'a encore jamais été utilisé pour réaliser un bras robotisé. Il s'agit des articulations de combinaisons spatiales. Elles ont été inventées pour faciliter les mouvements des spationautes à l'intérieur de leurs combinaisons pressurisées.

Sans ces articulations, la combinaison se rigidifie sous l'effet de la pression de l'air. Leur principe de fonctionnement est simple : il consiste à créer une zone qui se déforme à volume constant. Ce phénomène peut être obtenu en réalisant des plis, ou soufflets, le long d'un cylindre (Fig. I-15).

Une simple analyse géométrique montre qu'en se dépliant d'une longueur u un soufflet autorise une rotation d'angle :

$$\alpha_u = \frac{u}{R} \quad (\text{I-24})$$

Lorsque tous les soufflets se déplient, l'articulation passe d'une forme cylindrique à une forme torique. Cette transformation n'engendre pas de variation de volume dès lors que la longueur de la ligne moyenne de l'articulation ne varie pas et que la section droite de l'articulation reste constante. Comme le montre [Schmidt, 2001], si le volume reste constant l'effort nécessaire pour fléchir l'articulation est nul. Ainsi, contrairement aux manipulateurs gonflés tels que l'OCTOR, ces articulations n'impliquent pas de trouver un compromis entre une pression suffisamment élevée pour supporter le fort élancement et suffisamment basse pour être fléchie par les actionneurs.

De plus, le fait que la section droite soit conservée permet de supposer que l'articulation de type combinaison spatiale offre les mêmes propriétés mécaniques que les tubes gonflés et notamment en torsion. Du point de vue de la TRIZ, ces articulations, tout comme les restrictions totales de section, consiste en un découpage spatiale du problème de souplesse maximale en rotation et minimale dans les autres directions de l'espace. En effet, les tensions longitudinales sont concentrées là où elles ne risquent pas de rigidifier la structure, à savoir le long de la fibre neutre, et sont annulées partout ailleurs (dans les soufflets).

Dans un premier temps, afin de départager la restriction de section et l'articulation à soufflets, leurs comportements mécaniques sont comparés grâce à une simulation par éléments finis. En effet, la forme que prend une structure gonflable et son comportement mécanique représentent un problème complexe pour lequel une résolution par éléments finis est particulièrement adaptée [Barnes, 1988; Diaby, 2005; Fokin *et al.*, 2005; Tsiatas & Katsikadelis, 2006; Davids, 2007; Troufflard *et al.*, 2007; 2010].

Cette modélisation fine fait l'objet des paragraphes qui suivent, et nous servira dans la suite pour différentes études comparatives.

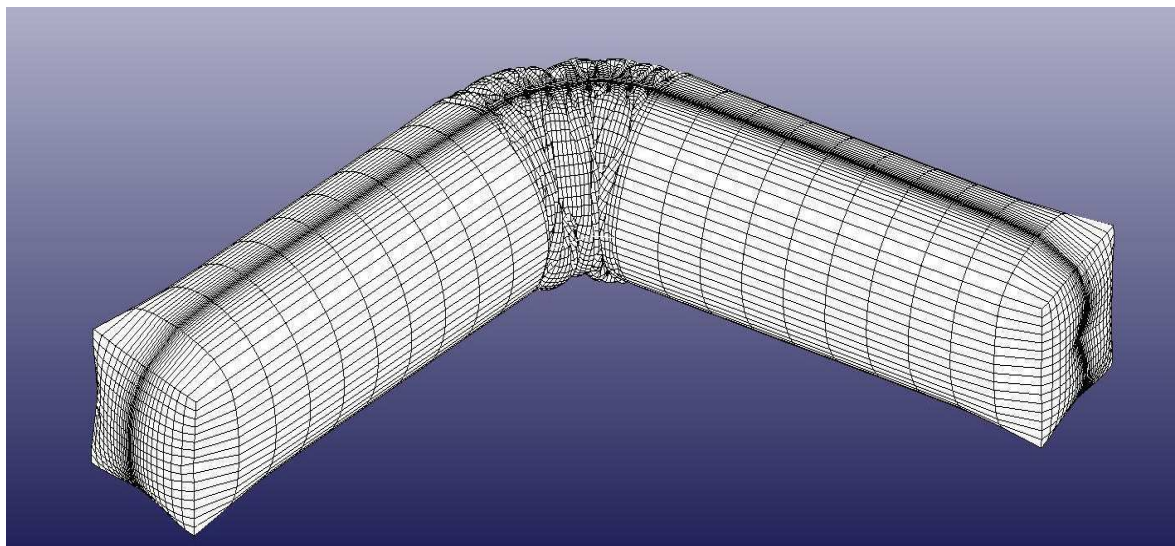


Fig. I-16 : Modèle de simulation

I.3.4.1 Modèle de simulation

Une membrane gonflée implique des problèmes de grands déplacements, d'éléments de raideur nulle en flexion ainsi que des problèmes d'auto-contact [Hughes *et al.*, 1975]. La modélisation de ce type de problème est notamment utile à l'industrie automobile qui a besoin d'outils pour simuler le gonflement d'airbags et leurs interactions avec des mannequins. Afin de répondre à ce besoin, Livermore Software Technology Corporation (LSTC) a développé des algorithmes de calcul adaptés et disponibles dans le logiciel LS-DYNA®. Ils se basent sur le modèle de gonflage de membranes proposé par [Wang & Nefske, 1988].

Pour la comparaison des articulations, des prototypes composés de deux segments et d'une articulation sont discrétisés. Les segments font 500 *mm* de long et les articulations ont une longueur de 180 *mm*. Le tout pour un diamètre de 200 *mm* (Fig. I-16). La toile est représentée par le modèle MAT_FABRIC (voir Annexe 1), un élément à 4 nœuds considéré comme bien adapté aux problèmes de gonflement [Hallquist, 2006; LSTC, 2007]. Il rend compte des phénomènes de plissement, et ce même avec un maillage grossier.

Les propriétés du matériau correspondent à celles d'une toile Dyneema® orthotrope. Avec les fils de chaîne dans la direction longitudinale et les fils de trame dans la direction circonférentielle. En réalité, la toile a un module de cisaillement nul et c'est celui de la chambre à air qui doit être utilisé dans la simulation.

Cependant le module de cisaillement de la chambre à air en polyuréthane et le module d'Young de la toile en Dyneema® sont trop différents pour pouvoir caractériser le même matériau dans LS-DYNA. C'est donc la valeur minimale admissible pour le calcul qui a été choisi comme module de cisaillement.

I.3.4.2 *Modèle de gonflage*

Le modèle traite le prototype virtuel comme un volume dont la surface de contrôle est représentée par la toile. L'expansion du gaz est considérée comme adiabatique et la loi des gaz parfaits est utilisée. Pendant toute la simulation, la pression, le volume et la température sont enregistrés tous les centièmes de seconde.

I.3.4.3 *Modèle de contact*

La complexité géométrique de l'articulation et notamment la présence des plis, rend nécessaire la prise en compte des auto-contacts de la toile. Dans LS-DYNA, il existe trois manières de traiter les contacts. Dans tous les cas, l'une des surfaces est considérée comme la surface maîtresse qui ne se déforme pas tandis que la surface esclave se déforme sous l'action des contraintes de contact. La méthode de contact la plus communément utilisée est la méthode par pénalité. Elle consiste à détecter les interpénétrations des nœuds ou des arêtes et à appliquer une force répulsive perpendiculairement à la surface. Cet effort est calculé selon la loi élastique d'un ressort virtuel placé entre les deux surfaces. La raideur du ressort dépend des propriétés mécaniques de chaque élément en contact : sa raideur, sa taille, sa surface et son module d'élasticité isostatique. Sa valeur est donnée par (I-25) [LSTC, 2007].

$$k_p = \frac{f_e K A_e}{V_e} \quad (\text{I-25})$$

Avec k_p la raideur du ressort, f_e un facteur d'ajustement fixé à 1 dans les simulations, K le module d'élasticité isostatique et A_e et V_e respectivement la surface et le volume de l'élément pénétré.

La méthode par pénalité étant la seule à rendre compte des auto-contacts, les autres méthodes n'ont pas pu être employées.

I.3.4.4 *Maillage*

Les segments sont de simples poutres gonflables dont le comportement est bien connu [Comer & Levy, 1963; Le Van & Wielgosz, 2005; Wielgosz *et al.*, 2008], leur maillage est donc relativement grossier avec des éléments de 50 mm de long et 10 mm de large.

Par contre les articulations basées sur des soufflets n'ont jamais fait l'objet d'une étude par éléments finis, le maillage y est donc plus raffiné.

Cependant, pour des éléments trop petits, la méthode devient très coûteuse en temps de calcul. C'est un problème bien connu des codes de calculs explicites et s'explique par la loi de Courant-Friedrichs-Lewy [Courant *et al.*, 1956]. Elle stipule que le pas de temps ne peut pas être supérieur au pas de Courant qui dépend de la raideur du matériau et de la taille du plus petit élément.

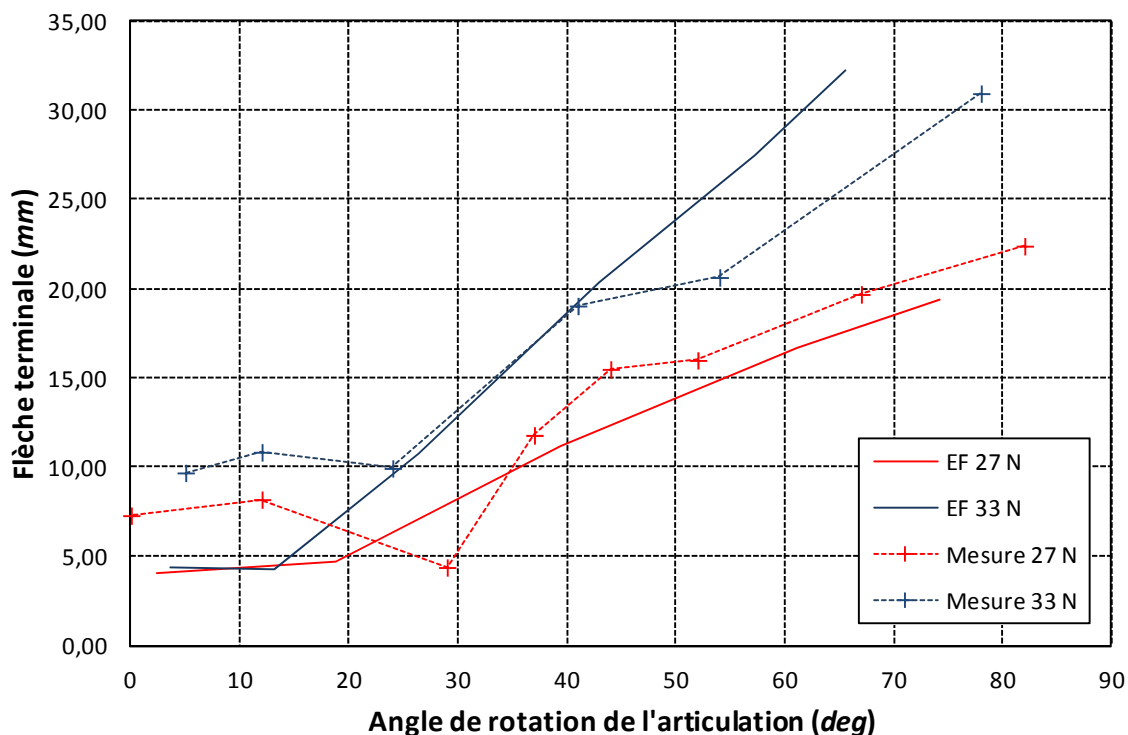


Fig. I-17 : Comparaison des déformations calculées par le modèle éléments finis et des déformations mesurées sur un prototype.

Dans notre cas, le maillage employé est un compromis entre un temps de calcul acceptable (quelques dizaines d'heures) et un rendu visuel très proche à la réalité.

I.3.4.5 Validation

Pour valider le modèle éléments finis, son comportement est comparé à celui d'un prototype à un axe de liberté fabriqué et testé au laboratoire. L'essai consiste à bloquer les déplacements d'un des segments et à appliquer un effort colinéaire à l'axe de rotation à l'extrémité libre de l'autre segment. La déformation résultante est alors mesurée suivant différents angles de rotation de l'articulation. La Fig. I-17 montre les déformations réellement mesurées et celles calculées par la modélisation éléments finis.

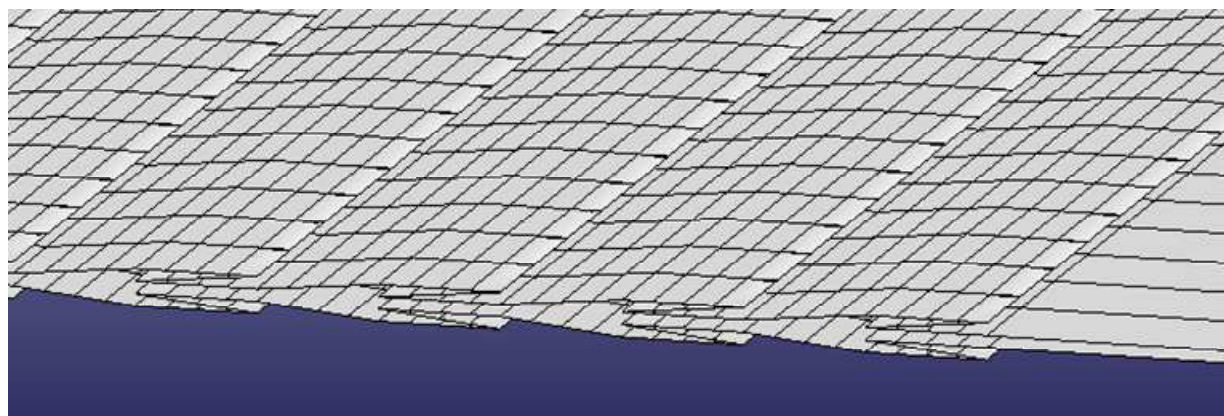


Fig. I-18: Agrandissement des plis à plat vus de côté, avant gonflage.

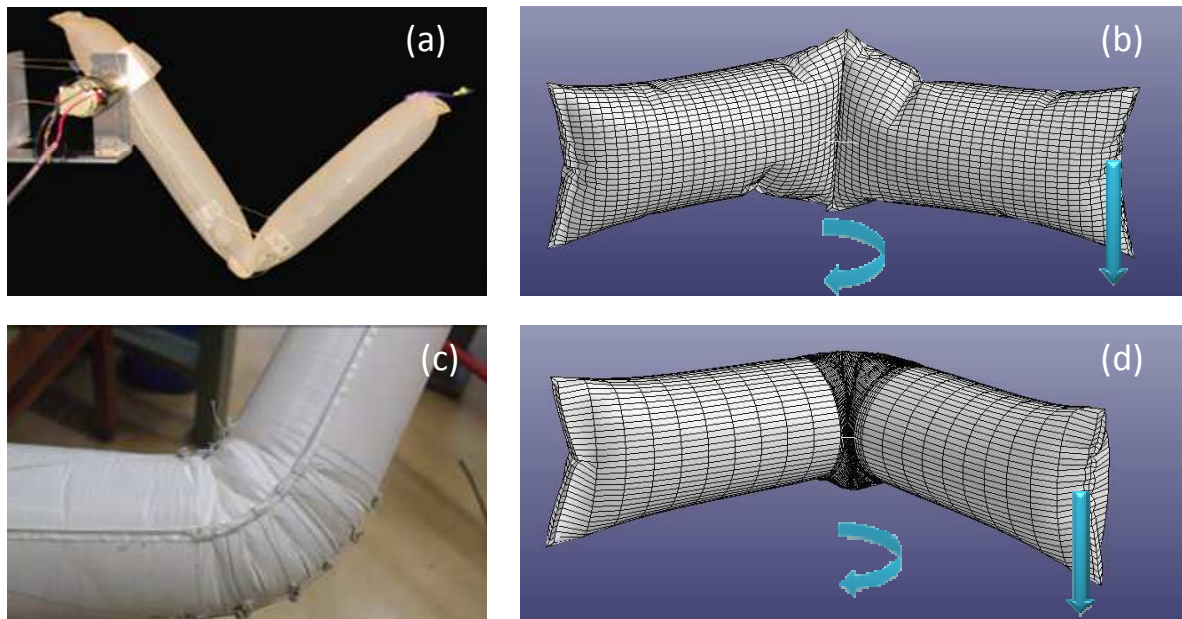


Fig. I-19: Robot de Sanan avec une articulation à restriction de section (a) et sa simulation (b). Un de nos prototypes avec une articulation à soufflets (c) et sa simulation (d).

Les écarts constatés sont probablement dus d'une part aux défauts de réalisation du prototype d'essai, et d'autre part à l'inexactitude du module de cisaillement utilisé dans la simulation. Cependant la corrélation et les comportements observables sont jugés suffisamment fidèles pour valider ce modèle.

I.3.4.6 Comparaison de deux types d'articulations gonflées

Pour le prototype à soufflets, des plis sont modélisés, avant gonflage, sur la toile à plat (Fig. I-18).

Dans un premier temps le prototype est gonflé à 1 bar en 0,5 s et dans un second temps, les chargements extérieurs sont appliqués. Les deux prototypes sont alors fléchis par un effort de 90 N appliquée grâce à un élément MAT_SPRING_MUSCLE, puis sont soumis à une charge de 50 N à leur extrémité libre.

Cette simulation permet donc de comparer les propriétés mécaniques des deux types d'articulation, à savoir leur amplitude de mouvement pour un effort donné, et leur résistance à une combinaison de flexion et de torsion dans les directions orthogonales à l'axe de rotation (Fig. I-19).

Tableau I-3: Résultat de la simulation comparative

Type d'articulation	Amplitude maximale (deg)	Flèche (mm)
Combinaison spatiale à soufflets	81	11
Restriction de section	47	20

Le Tableau I-3 montre que l'articulation à soufflets a une amplitude presque double et une flèche deux fois moindre que l'articulation à restriction de section. Le fait de conserver une section quasi-constante permet à l'articulation à soufflets d'avoir de bien meilleures propriétés mécaniques qu'une articulation à restriction de section.

Les articulations à soufflets semblent donc être les mieux adaptées à une application à fort élancement, sans compter qu'elles ajoutent à la masse des segments, uniquement la masse de tissu nécessaire à l'ouverture des plis. Le concept d'un robot gonflable comportant de telles articulations constitue une innovation et a fait l'objet d'un dépôt de brevet ([Riwan & Voisembert, 2010]).

I.4 Problématique et hypothèses

Les paragraphes I.3.3 et I.3.4 permettent de valider le raisonnement TRIZ en montrant d'une part qu'une structure légère a de meilleures performances en flexion si elle est gonflée et d'autre part que cette structure peut comporter des articulations légères de type combinaison spatiale. Celles-ci offrent de bonnes propriétés mécaniques et des flexions très localisées avec, théoriquement, des efforts d'actionnement nuls. Il est donc réaliste de penser qu'un robot sériel composé de segments et d'articulations gonflés à section constante peut constituer une rupture technologique pour les robots à fort élancement. Mais ce concept pose aussi de nombreuses questions :

Comment fabriquer un tel robot, par quel procédé réaliser ses articulations, avec quels matériaux, comment le dimensionner ? Quel type d'actionnement adopter, où placer les actionneurs ? Et enfin comment le modéliser et le commander ?

Cette thèse comportera donc un aspect de recherche technologique relative aux premières questions et un aspect robotique pour la modélisation du bras. Elle prendra comme cas applicatif, la conception d'un bras à fort élancement gonflable de 10 m de long pour un diamètre de 20 cm.

I.5 Conclusion

Les robots à fort élancement sont une classe particulière de robots, utilisée pour l'inspection en environnement hostile (dans le nucléaire), ou la manipulation à grande échelle (dans le spatial). L'étude de l'état de l'art montre que de nombreux robots à fort élancement existent, au CEA et ailleurs, mais aucun ne présente de conception particulière lui permettant de dépasser les limites actuelles en termes de portée/diamètre. Elle nous apprend aussi que les structures gonflables sont de plus en plus utilisées pour des applications où leurs performances en termes de légèreté et de sécurité sont appréciées.

Afin de vérifier si une structure gonflable représenterait une solution viable pour un robot à fort élancement : les performances mécaniques de deux poutres cylindriques l'une gonflée et l'autre pas

ont été comparées théoriquement. Il ressort que, comme le prévoyait le raisonnement TRIZ, le fait de gonfler la structure permet de retarder l'apparition des plis et donc d'augmenter sa portée maximale.

Cependant, le robot nécessite aussi des articulations et celles-ci doivent supporter les mêmes contraintes mécaniques que le reste de la structure. L'analyse de l'existant et une étude comparative utilisant une simulation EF sous LS-DYNA a montré que les articulations de type combinaison spatiale étaient les mieux placées pour remplir ces objectifs.

Le but de cette thèse est donc de poursuivre la validation du concept de robot gonflable à fort élan en démontrant sa faisabilité par l'exemple. Nous commencerons dans le chapitre suivant par une étude de la conception mécanique des articulations.

Chapitre II

Conception mécanique des articulations

Dans le chapitre précédent, le concept d'un robot gonflable comportant des articulations à sections constantes a été validé. Dans ce chapitre, une étude analytique et numérique est menée sur les articulations gonflables afin d'en tirer les grands principes de fonctionnement et les paramètres de conceptions associés, puis une démarche basée sur l'analyse, l'expérimentation et le retour d'expérience est mise en œuvre pour déterminer les matériaux, et les modes de réalisation répondant le mieux à notre problématique.

II.1 Introduction	34
II.2 Propriétés des articulations a volume constant	34
II.2.1 Efforts d'actionnement	35
II.2.2 Géométrie des soufflets	37
II.2.3 Modélisation analytique	40
II.3 Choix du type d'enveloppe	43
II.3.1 Présentation des textiles	43
II.3.2 Présentation des prototypes	44
II.4 Modes de réalisation	48
II.4.1 Solution avec goupilles	49
II.4.2 Solution à câbles	54
II.5 Conclusion	60

II.1 Introduction

Les articulations d'un robot gonflable doivent satisfaire certaines contraintes : résister aux tensions générées par la pression interne (I.3.2.1), être suffisamment raides et légères pour autoriser un fort élan, fléchir sans nécessiter des efforts considérables, et évidemment être étanche.

Pour concevoir de telles articulations, il est nécessaire d'identifier les paramètres pertinents qui influencent les propriétés mécaniques finales. Ce chapitre présente donc dans un premier temps une étude du comportement d'une articulation basée sur des modèles analytiques et numériques.

Les paramètres ainsi identifiés définissent des exigences auxquelles les matériaux doivent répondre. Nous présentons donc dans un second temps, deux matériaux potentiellement viables ainsi que l'étude empirique permettant de les départager.

La mise en œuvre du matériau choisi pour réaliser une articulation ayant les propriétés requises fait l'objet de la dernière partie de ce chapitre.

II.2 Propriétés des articulations a volume constant

L'invention des articulations gonflables à volume constant a constitué un pas décisif dans le développement des combinaisons spatiales (Fig. II-1). En effet, lors de sorties extravéhiculaires dans l'espace, les combinaisons doivent être pressurisées pour éviter que les fluides corporels des astronautes ne bouillent. Malheureusement cette pression rigidifie la combinaison. Les articulations permettent donc une flexion locale de la combinaison *sans variation du volume*.



Fig. II-1 : Combinaison spatiale munie d'articulations à soufflets.

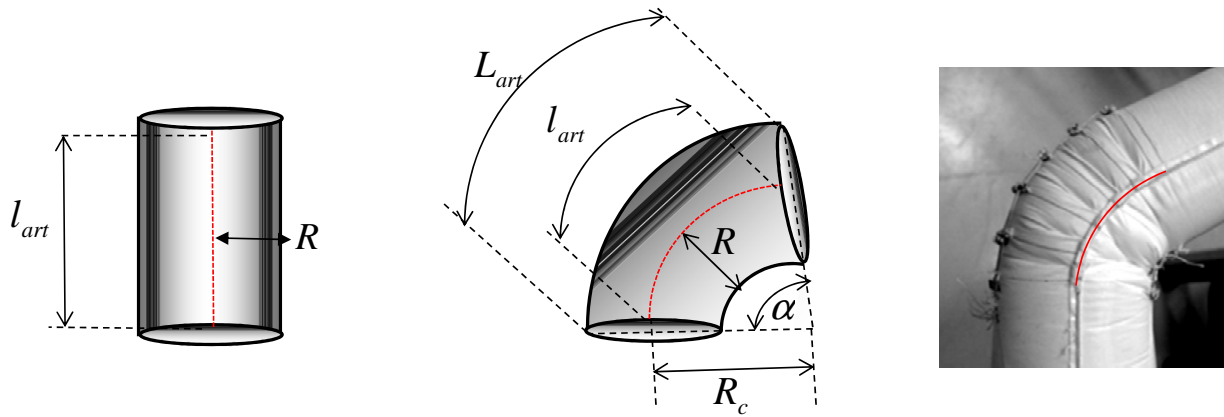


Fig. II-2 : Géométrie d'un cylindre et d'une portion de tore

II.2.1 Efforts d'actionnement

L'intérêt d'un volume constant est mis en évidence par l'examen des variations énergétiques dans le tube gonflé. Ainsi, en appliquant le premier principe de la thermodynamique, la variation d'énergie interne ΔU du tube s'écrit :

$$\Delta U = \Delta W + \Delta Q \quad (\text{II-1})$$

où ΔW et ΔQ représentent respectivement les variations de travail et de chaleur du tube. Dans le cas d'une transformation adiabatique

$$\Delta Q = 0 \quad (\text{II-2})$$

Seul le travail apporté au système fait varier son énergie interne. Ce travail est lié au volume du système par l'équation (II-3).

$$dW = -PdV \quad (\text{II-3})$$

Par conséquent, si le volume reste constant, le travail nécessaire à la flexion d'une articulation est théoriquement nul.

Or le volume d'un cylindre et celui d'une portion de tore sont les mêmes à condition qu'ils aient la même longueur et le même diamètre (II-4) (voir Fig. II-2).

$$V = l_{art}\pi R^2 \quad (\text{II-4})$$

Ainsi, il suffit que l'articulation garde une longueur l_{art} constante tout en autorisant un allongement latéral pour pouvoir être fléchie à volume constant et donc à énergie constante.

$$T_c = \int_{\theta=0}^{\theta=\pi} eR\sigma_l d\theta = \frac{P\pi R^2}{2} \quad (\text{II-5})$$

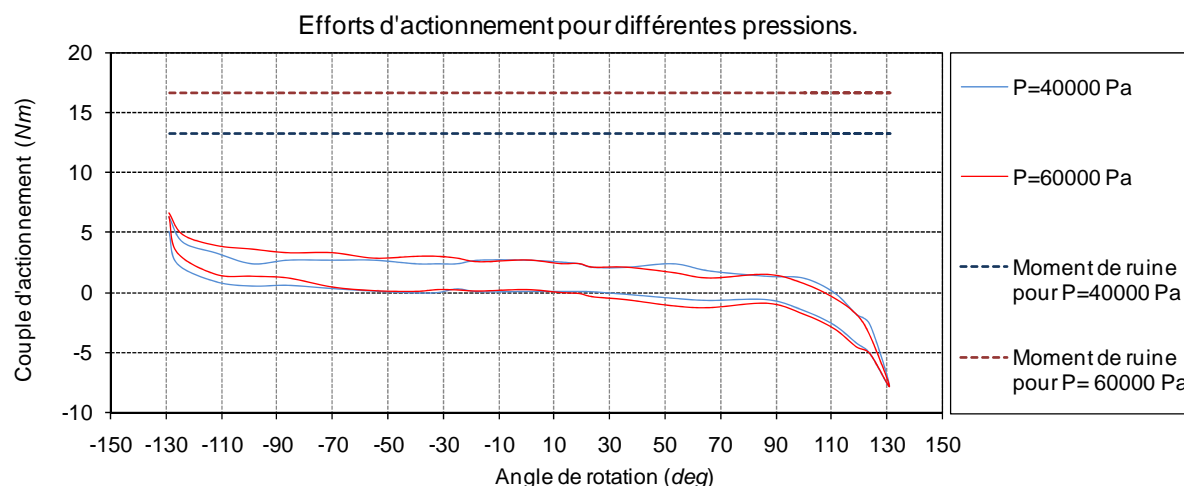


Fig. II-3 : Couple d’actionnement sur un prototype 1 axe ([Voisembert *et al.*, 2011a])

Cet allongement est obtenu grâce à des soufflets, ou plis, qui se déploient alors que la longueur de l’articulation est maintenue constante suivant deux lignes diamétralement opposées.

Celles-ci concentrent ainsi la totalité des contraintes longitudinales et doivent supporter la tension T_c donnée par (II-5).

Des essais menés sur un prototype ont ainsi montré que les moments de flexion ne sont pas nuls comme le prévoit la théorie mais bien inférieurs au moment de ruine $M_{pf}^{isotrope}$ (Fig. II-3).

Cela s’explique soit par une variation de volume, soit par des déformations de l’enveloppe et de la chambre à air non prise en compte dans l’étude énergétique. D’après celle-ci, une diminution du volume lors du fléchissement serait cohérente avec la résistance observée.

Sur les prototypes réels, il est très difficile de mesurer le volume pendant le fonctionnement, c’est pourquoi celui ci a été calculé grâce à la modélisation EF sur différents modèles.

Il ressort que le volume de l’articulation ne diminue pas mais augmente de 1 à 2% pendant le fléchissement (voir Tableau II-1), cette variation n’explique donc pas la résistance à la flexion.

Tableau II-1: Influence de la taille des soufflets sur la variation de volume.

Longueur des soufflets	10 mm	20 mm	30mm
Variation de volume ($10^4 mm^3$)	+10	+7,5	+5
Amplitude (deg)	68	63	33
Variation de volume rapportée à l’amplitude totale ($10^3 mm^3/deg$)	1,5	1,2	1,5

Le Tableau II-1 montre le comportement de l'articulation dépend aussi de la taille des soufflets, une étude plus approfondie de l'influence de leur géométrie fait donc l'objet du paragraphe suivant.

II.2.2 Géométrie des soufflets

Les soufflets sont caractérisés par leurs longueurs et leurs capacités d'extension. Ainsi, le coefficient de taille est défini comme la distance entre deux plis rapportée au rayon du cylindre et le coefficient de déploiement est définie comme le rapport entre la longueur du soufflet plié et déplié

$$R_d = \frac{L_u}{L_f}; R_r = \frac{L_f}{R} \quad (\text{II-6})$$

avec R_d le coefficient de déploiement, R_r le coefficient de taille, L_u la longueur dépliée et L_f la longueur pliée (voir Fig. II-6a, c).

Dans ce paragraphe nous mettons en évidence l'influence de ces deux paramètres sur le comportement en rotation de l'articulation.

II.2.2.1 Déploiement latéral

Idéalement, en se dépliant, les soufflets donnent à la structure une forme torique. Il faut donc que les deux parties latérales d'une articulation puissent prendre ce type de forme (Fig. II-4).

La longueur L_{souf} de la toile contenue dans les soufflets et la longueur l_{art} de l'articulation déterminent ainsi l'amplitude maximale, α_{max} de rotation.

$$\alpha_{max} = \frac{L_{souf}}{R_c + R} = \frac{l_{art}}{R_c} \quad (\text{II-7})$$

En supposant que l'articulation prenne une forme torique, elle ne peut prendre que la forme d'une portion de tore ouvert ou à collier nul.

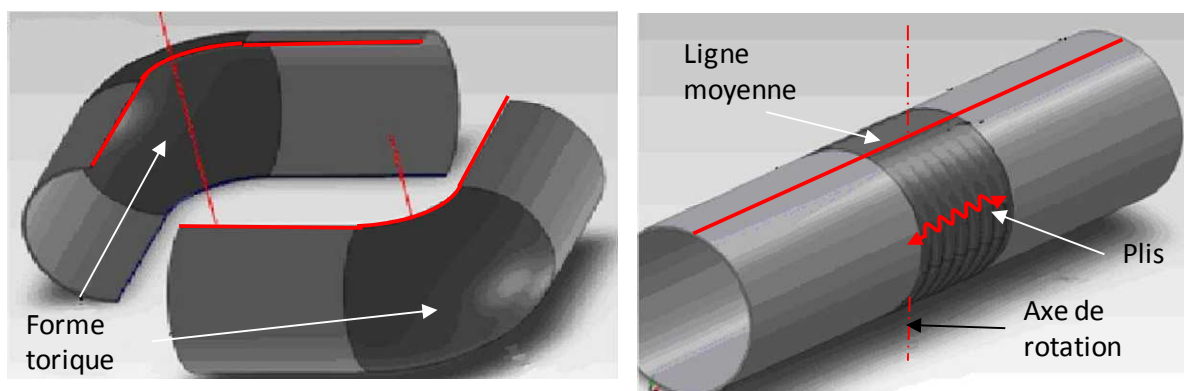


Fig. II-4: Forme idéale d'une articulation à soufflets.

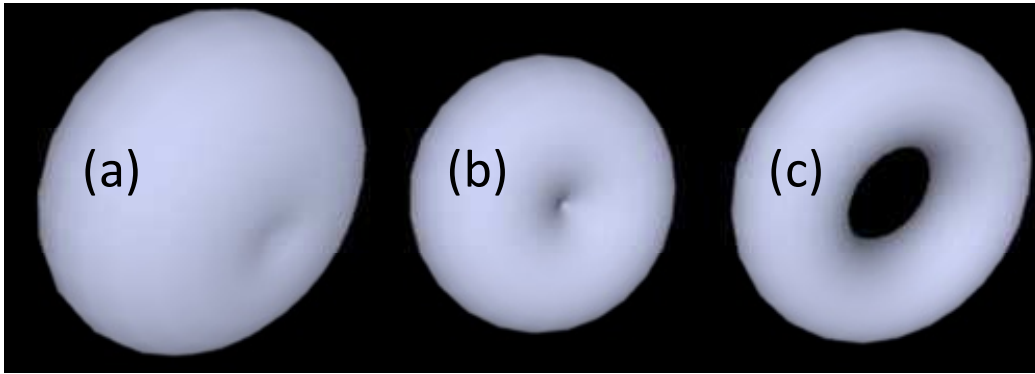


Fig. II-5 : Un tore croisé (a), un tore a collier nul (b) et un tore ouvert (c)

Pour un rayon plus faible que celui de la section, l'articulation devrait prendre la forme d'un tore croisé (Fig. II-5a). Cela suppose une interpénétration de la matière ou une réduction du volume. Son rayon de courbure minimum en fonctionnement normal est donc égal au rayon de la section de l'articulation.

$$\alpha_{max} = \frac{L_{souf}}{2R} = \frac{l_{art}}{R} \quad (II-8)$$

Ainsi, pour un rayon de courbure égale à R , (II-7) s'écrit :

Par conséquent, pour que l'articulation prenne une forme de tore fermé avec un rayon de courbure minimal, il faut que :

$$L_{souf} = 2l_{art} \quad (II-9)$$

Le déploiement idéal permettant d'atteindre la courbure maximale est donc de deux fois la longueur de l'articulation. Cela équivaut à des soufflets dont le coefficient de déploiement est égal à 2. Pour vérifier cette supposition, des modèles pour lesquels $R_d = 2$ et $R_d = 3$ sont testés en simulation. La Fig. II-6b, d, montre que l'articulation se courbe régulièrement pour $R_d = 2$ alors qu'elle prend une forme sinueuse pour $R_d = 3$.

Cette forme peu prédictible rendrait la commande d'un robot gonflable encore plus compliquée ; le rapport de déploiement préconisé pour la conception est donc de 2.

II.2.2.2 Sensibilité au frottement

Pour évaluer l'effet de la longueur des soufflets sur la sensibilité au frottement, des modèles dont le R_r est égale a 10, 20 et 30% sont testés en simulation avec et sans frottement. Les soufflets modélisent alors des plis cousus à plat comme à la Fig. II-6a,c.

Le logiciel LS-DYNA permet de simuler le glissement sans frottement, le frottement sec statique et dynamique et le contact visqueux.

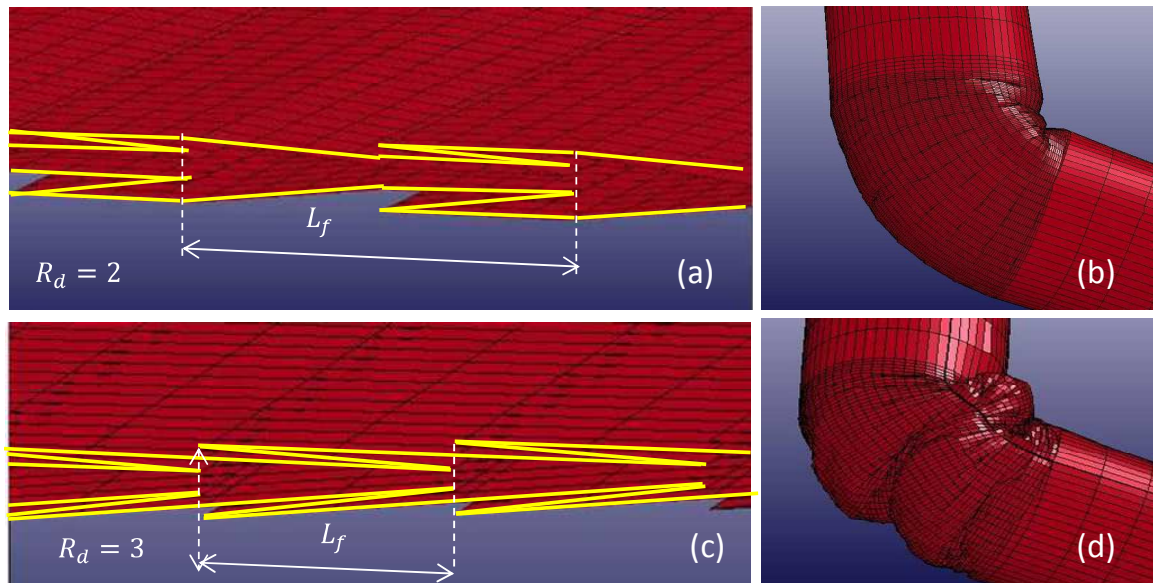


Fig. II-6 : Vue en coupe de soufflets (a, c) et flexion des articulations correspondantes (b, d).

Le frottement visqueux est conforme au modèle de Rayleigh. Le facteur d'amortissement visqueux est multiplié par la matrice de masse et la matrice des vitesses pour donner la matrice d'amortissement visqueux.

Cependant, il n'existe pas de frottement visqueux de contact entre deux surfaces dans LS-DYNA, seul le modèle de frottement sec a donc pu être utilisé. Celui-ci est basé sur le modèle de Coulomb et le passage du coefficient statique au coefficient dynamique est lissé par une exponentielle dépendant de la vitesse relative des surfaces en contact et d'un coefficient arbitraire :

$$\mu = \mu_d - (\mu_s - \mu_d)e^{-carb|v|} \quad (\text{II-10})$$

avec μ le coefficient de frottement, μ_d le coefficient de frottement dynamique, μ_s le coefficient de frottement statique, $carb$ le coefficient arbitraire et v la vitesse relative.

Les coefficients relatifs à la modélisation du passage d'un frottement statique à un frottement dynamique n'ont pas été trouvés dans la littérature pour du Dyneema®. De plus, le coefficient de frottement réel de la toile dépend aussi de son état de surface. Une estimation précise du coefficient de frottement aurait donc nécessité une campagne de mesure sur le tissu utilisé.

Or, le tissu final n'ayant pas été complètement défini (l'enduction en particulier), l'information donnée par les simulations quant à l'effet des frottements sur le comportement des articulations ne sera que qualitative. Le coefficient de frottement a donc été arbitrairement choisi comme un intermédiaire entre celui du PVC (enduction probable) et celui du Dyneema®.

Nous posons alors : $\mu_d = \mu_s = 0.15$. Cette hypothèse est pénalisante pour la rotation de l'articulation puisqu'en générale le coefficient dynamique est plus faible que le coefficient statique.

Le Tableau II-2 montre que pour un effort d'actionnement donné, le frottement sec de la toile limite l'amplitude d'autant plus que les plis sont grands. Des soufflets courts devront donc être privilégiés dans la conception des articulations.

Etant donné les hypothèses prises pour la simulation, ses conclusions ne sont applicables que pour le cas d'une articulation tournant à vitesse quasi-statique, dans un milieu sec et comportant des soufflets représentant des plis cousus à plat.

Tableau II-2: Influence de la longueur des plis sur la sensibilité au frottement

Coefficient de taille	10%	20%	30%
Amplitude sans frottement (<i>deg</i>)	68	63	33
Amplitude avec frottement (<i>deg</i>)	30	14	6
Ecart relatif	55%	77%	81%

II.2.3 Modélisation analytique

Les articulations gonflables peuvent être modélisées efficacement par éléments fini mais il est aussi possible réaliser une modélisation mécanique analytique globale moyennant certaines hypothèses simplificatrices :

- L'articulation est droite (courbure nulle)
- L'articulation est équivalente à deux sections circulaires rigides reliées par des ressorts de raideurs k_c soumis aux tensions T_{ca} et T_{cb} . (voir Fig. II-7)
- La pression interne est équivalente à une force p perpendiculaire à la section.

Supposons maintenant que l'une des sections est encastrée et que l'autre se trouve dans une position d'équilibre sous l'effet d'un chargement extérieur. Notons $\mathbf{D} = (D_x, D_y, D_z)$ et $\boldsymbol{\theta} = (\theta_x, \theta_y, \theta_z)$ respectivement les vecteurs des déplacements et rotations, et $\mathbf{F} = (F_x, F_y, F_z)$ et $\mathbf{M} = (M_x, M_y, M_z)$ les vecteurs des efforts et moments extérieurs appliqués au centre de la section libre.

Dans l'hypothèse où les composantes de \mathbf{D} et $\boldsymbol{\theta}$ sont petites devant les dimensions du système, nous admettons que

$$\begin{aligned} \sin(\theta_{xyz}) &= \theta_{xyz}; \cos(\theta_{xyz}) = 1 \\ &\text{et} \\ \sin\left(\frac{D_{xyz}}{l_{art}}\right) &= \frac{D_{xyz}}{l_{art}}; \cos\left(\frac{D_{xyz}}{l_{art}}\right) = 1 \end{aligned} \quad (\text{II-11})$$

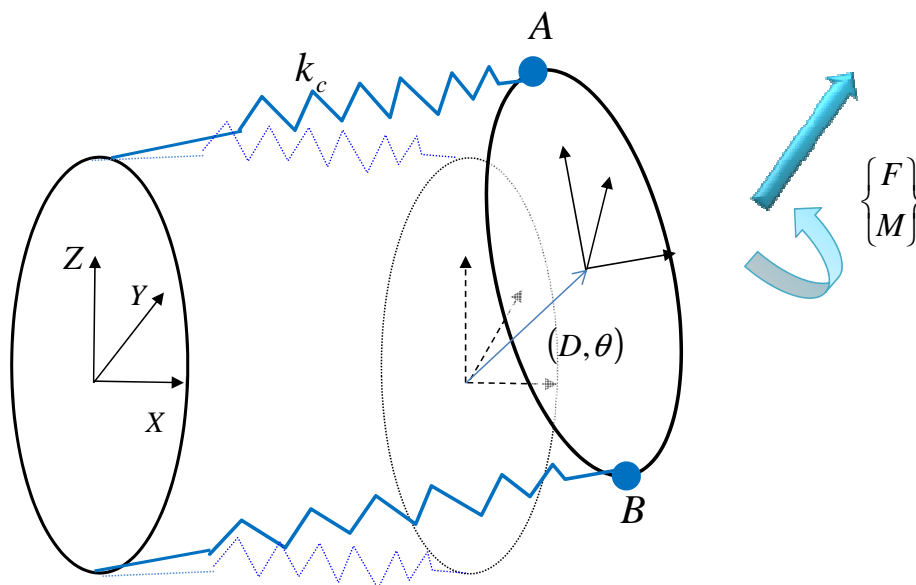


Fig. II-7 : Modélisation d'une articulation gonflable.

Appliquons le principe des puissances virtuelles à cette section :

Soit $\delta^* = (\delta D_x, \delta D_y, \delta D_z, \delta \theta_x, \delta \theta_y, \delta \theta_z)$ un champ de mouvements rigidifiant composé de 3 déplacements et de 3 rotations. D'après le principe des puissances virtuelles,

$$P_{ext}(\delta^*) + P_{int}(\delta^*) = 0 \quad (\text{II-12})$$

avec $P_{ext}(\delta^*)$ la puissance virtuelle des efforts extérieurs F et M et $P_{int}(\delta^*)$ la puissance virtuelle de p .

Les tensions des ressorts sont données par :

$$\mathbf{T}_{ca} = T_{ca} \begin{pmatrix} -1 \\ -\frac{D_y}{l_{art}} + \frac{R}{l_{art}}\theta_x \\ -\frac{D_z}{l_{art}} \end{pmatrix}; \quad \mathbf{T}_{cb} = T_{cb} \begin{pmatrix} -1 \\ -\frac{D_y}{l_{art}} - \frac{R}{l_{art}}\theta_x \\ -\frac{D_z}{l_{art}} \end{pmatrix} \quad (\text{II-13})$$

avec

$$T_{ca} = k_c(D_x + R\theta_y); \quad T_{cb} = k_c(D_x - R\theta_y) \quad (\text{II-14})$$

La force p est donnée par :

$$\mathbf{p} = p \begin{pmatrix} 1 \\ \theta_z \\ \theta_y \end{pmatrix} \quad (\text{II-15})$$

avec :

$$p = P\pi R^2 \quad (\text{II-16})$$

Les points A et B subissent les déplacements :

$$\delta \mathbf{A} = \begin{pmatrix} R\delta\theta_y + \delta D_x \\ \delta D_y - R\delta\theta_x \\ \delta D_z \end{pmatrix} \quad \delta \mathbf{B} = \begin{pmatrix} -R\delta\theta_y + \delta D_x \\ \delta D_y + R\delta\theta_x \\ \delta D_z \end{pmatrix} \quad (\text{II-17})$$

Donc d'après (II-12)

$$\mathbf{F}\mathbf{D} + \mathbf{M}\boldsymbol{\theta} + \mathbf{T}_{ca}\delta\mathbf{A} + \mathbf{T}_{cb}\delta\mathbf{B} + \mathbf{p}\mathbf{D} = 0 \quad (\text{II-18})$$

Et en remplaçant les vecteurs par leurs coordonnées et en factorisant par les composantes de δ^* :

$$\begin{aligned} & \delta D_x(p + F_x - T_{ca} - T_{cb}) + \delta D_y \left(p\theta_z + F_y - \frac{D_y}{l_{art}}(T_{ca} + T_{cb}) + \frac{R\theta_x}{l_{art}}(T_{ca} + T_{cb}) \right) \\ & + \delta D_z \left(p\theta_y + F_z - \frac{D_z}{l_{art}}(T_{ca} + T_{cb}) \right) \\ & + \delta\theta_x \left(M_x - \frac{R^2\theta_x}{l_{art}}(T_{ca} + T_{cb}) + \frac{RD_y}{l_{art}}(T_{ca} - T_{cb}) \right) \\ & + \delta\theta_y (M_y - R(T_{ca} - T_{cb})) + \delta\theta_z M_z = 0 \end{aligned} \quad (\text{II-19})$$

Les déplacements virtuels étant indépendants, (II-19) revient à un système linéaire de 6 équations à 6 inconnues qui, associé à (II-14), donne :

$$\begin{aligned} D_x &= \frac{(p + F_x)}{2k_c} \\ D_y &= \frac{l_{art}}{(p + F_x)^2 R^2 - M_y^2} (M_x M_y + (p\theta_z + F_y)(p + F_x)R^2) \\ D_z &= l_{art} \left(\frac{F_z}{p + F_x} + \frac{M_y}{2R^2 k_c} \left(\frac{p}{p + F_x} \right) \right) \\ \theta_x &= \frac{l_{art}}{(p + F_x)^2 R^2 - M_y^2} (M_x (p + F_x) + M_y (p\theta_z + F_y)) \\ \theta_y &= \frac{M_y}{2R^2 k_c} \\ M_z &= 0 \end{aligned} \quad (\text{II-20})$$

Cette modélisation prévoit que l'articulation ne transmet aucun couple en rotation (suivant z). Il est aussi à noter que la torsion θ_x et certains termes de D_z et D_y ne dépendent pas de la raideur k_c mais uniquement du chargement et de la pression interne. Ce type d'articulation permet donc théoriquement de découpler la souplesse en rotation et la raideur dans toutes les autres directions. Ce modèle est étendu à une articulation courbe au Chapitre IV dans le cadre de la définition d'un modèle de simulation pour la commande.

II.3 Choix du type d'enveloppe

L'enveloppe du robot lui donne sa rigidité et doit autoriser la présence d'articulations, elle doit donc être la plus souple mais aussi la plus inextensible possible tout en permettant la réalisation des formes particulières citées au §II.2.2.1.

La recherche d'une enveloppe pour le robot gonflable porte donc sur des textiles et en particulier sur deux grandes familles : les tricots et les toiles.

II.3.1 Présentation des textiles

Un tricot permet de réaliser des formes complexes et surtout non développables sans assemblage. En effet, cette technique consiste à créer des rangées de mailles les unes après les autres (Fig. II-8a). Il est donc possible de placer ces mailles assez librement, d'augmenter ou de diminuer leur nombre par rangées.

Il est ainsi possible de réaliser des cylindres en une seule pièce et même des tubes coudés (Fig. II-10a). Cette propriété est très séduisante lorsqu'il s'agit de réaliser les portions de tores nécessaires au fonctionnement des articulations (Fig. II-4).

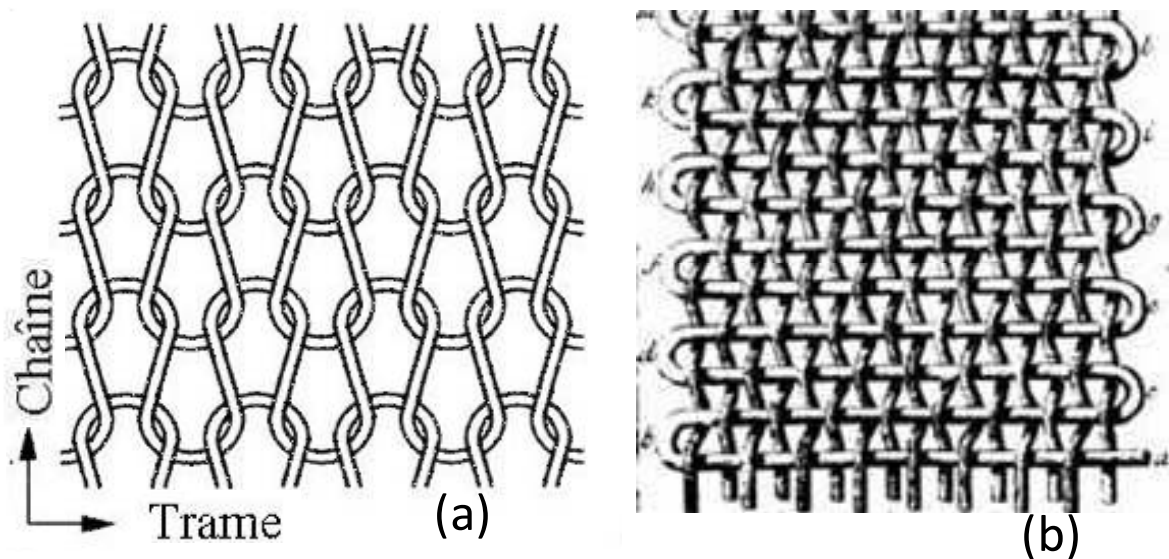


Fig. II-8 : Tricot type jersey (a). Tissage armure toile (b).

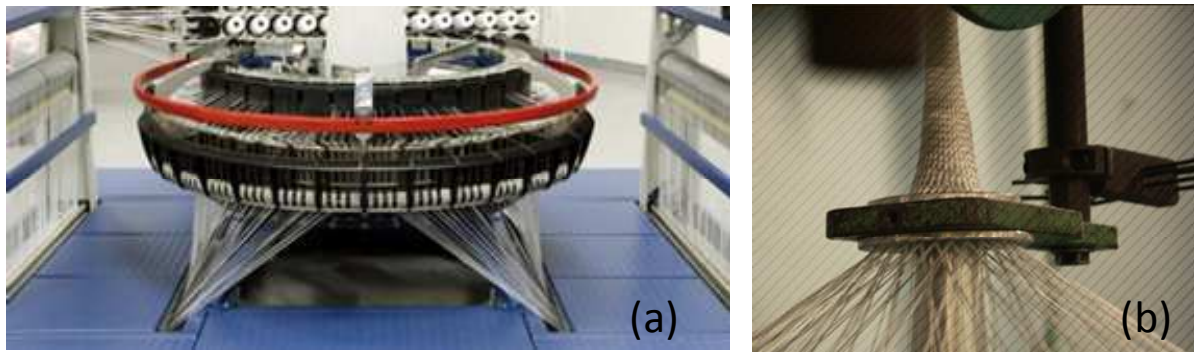


Fig. II-9 : Métier à tisser circulaire avec fibres orientés longitudinalement (gauche). Tressage circulaire avec fibres obliques (droite).

A l'inverse, le propre d'un textile tissé est d'être développable. C'est-à-dire qu'il est généralement produit en deux dimensions ; ou en trois dimensions par assemblages de pièces en deux dimensions. Les textiles tissés classiques sont constitués de fils de chaîne et de fils de trame disposés perpendiculairement (Fig. II-8a).

Dans de rares cas, des fils obliques peuvent être ajoutés afin de mieux supporter les contraintes de cisaillement. Il existe aussi une technique permettant de tisser des tubes en une seule opération, sans couture. Elle permet de réaliser des tubes avec les fils de chaînes et de trame orientés longitudinalement ou de manière oblique (Fig. II-9b).

Cependant, ces tubes sont rectilignes, les tissages tubulaires ne permettent pas de réaliser les articulations en une seule opération. De plus c'est une technique peu répandue et complexe donc mal adaptée à cette étude.

Avec des tissus plans, il est nécessaire de passer par une phase de confection dans laquelle la forme héli-torique des articulations est obtenue par la réalisation de plis. Des toiles tissées planes et des tubes tricotés ont donc été utilisés pour déterminer lequel de ces textiles offrait les meilleures performances à l'articulation gonflable.

II.3.2 Présentation des prototypes

Le prototype en tissus a été réalisé au CEA avec des moyens restreints (Fig. II-10d). Il est composé d'une toile orthotrope en Dyneema®, (200 g/m^2). Ce matériau a été choisi car il est très résistant et très léger [Hearle, 2001]. Il a des performances mécaniques comparables à celles du Kevlar, mais avec une résistance bien meilleure aux UV, à la flexion et une masse volumique de 970 kg/m^3 (Tableau II-3).

Les fibres du tissu sont orientées suivant les directions longitudinales et circonférentielles. Afin d'augmenter la raideur en torsion des segments, des bandes de toiles sont assemblées en confection à l'enveloppe principale, mais suivant un angle de 45° par rapport aux fils de chaîne (Fig. II-10d) [Germain, 1962].

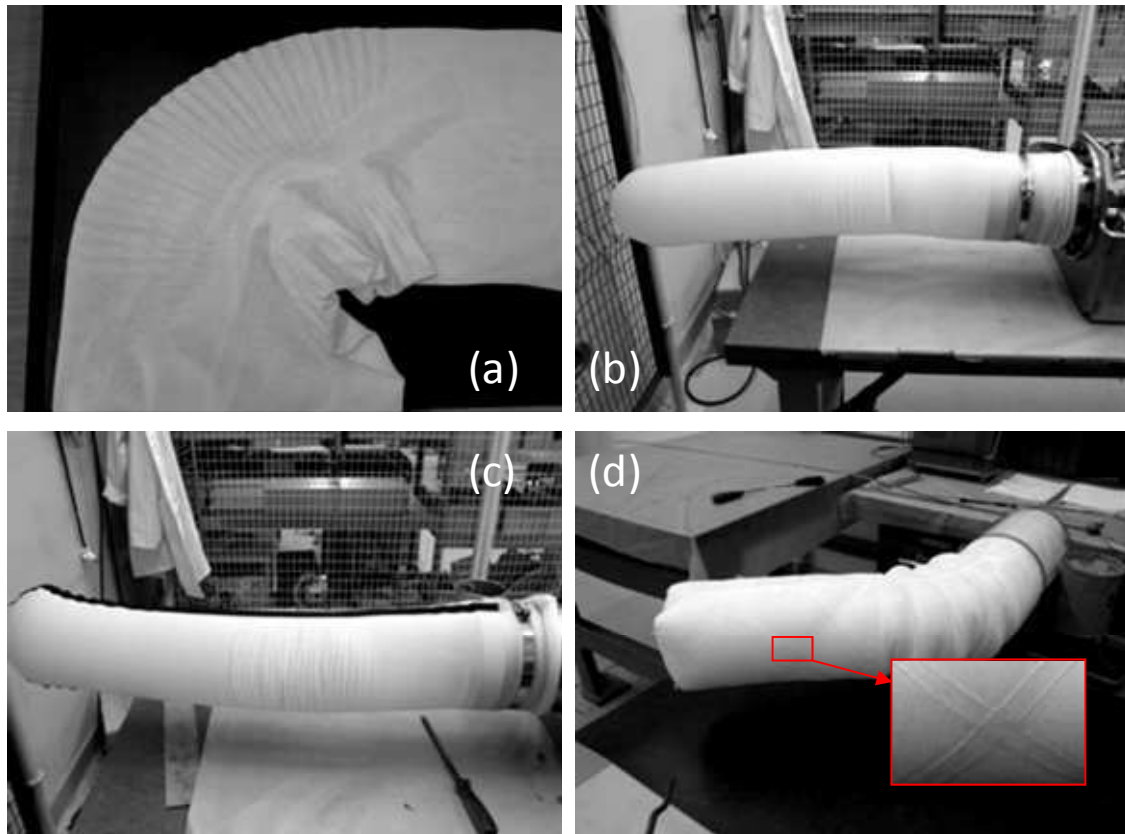


Fig. II-10 : Articulation tricotée présentant une forme idéale (a). Prototype tricoté gonflé (b). Prototype tricoté avec sangles de renfort (c). Prototype en tissu avec bandes à45° (d).

La raideur globale du prototype augmente ainsi de 70% par rapport à une toile orthotrope simple [Voisembert *et al.*, 2011b; a].

Tableau II-3: Comparaison de fibres standard.

Fibres	Densité	Résistance (N/Text)*	Energie de pénétration (Jm ² /kg)
Carbone	1,78	1,9	1
Verre	2,60	1,35	2
Aramide (Kevlar)	1,45	2,05	6,5
Dyneema®	0,97	3,1	12,5

* Le Tex mesure la masse linéique, il correspond à la masse en g de 1 km de fibre.

Le prototype en toile a un diamètre de 150 mm et est composé de deux segments de 500 mm de long séparés par une articulation de 180 mm, autorisant théoriquement une amplitude de 90°. L'articulation est constituée de 18 plis circonférentiels de 10 mm de long. Ils correspondent donc à une longueur dépliée de 320 mm.

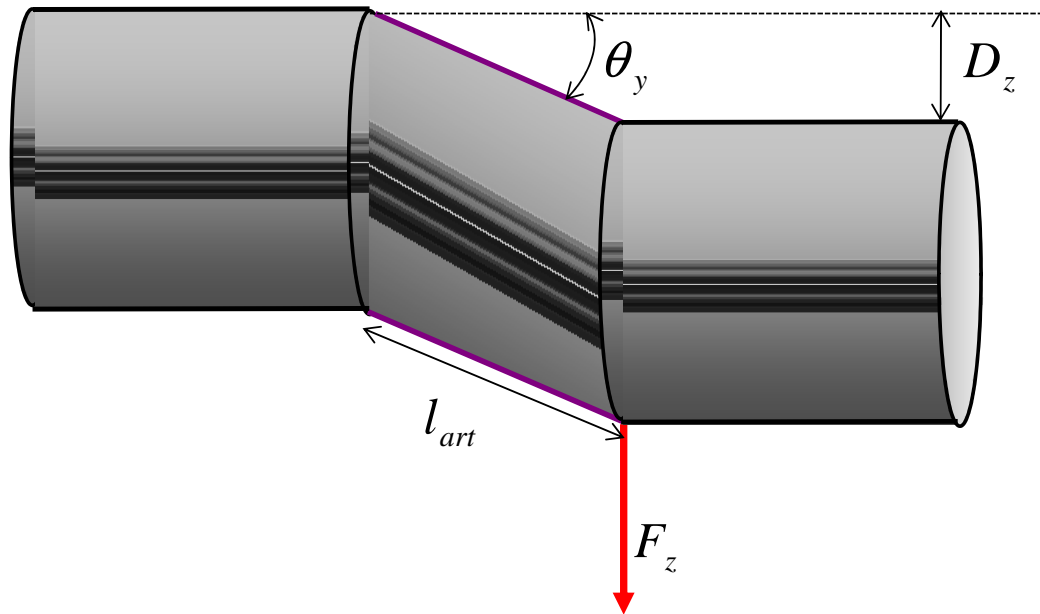


Fig. II-11 : Schéma d'une articulation soumise à un chargement colinéaire à son axe de rotation

Les coutures intègrent un câble qui d'une part augmente la résistance à l'arrachement des coutures et d'autre part supporte la tension T_c au niveau de l'articulation.

Les prototypes tricotés ont été réalisés par l'IFTH (*Institut Français du Textile et de l'Habillement*). Leur diamètre une fois gonflés est de 180 mm et l'amplitude théorique des articulations est de 90°. La technique du report de maille a été utilisée pour créer les formes hémi-toriques de l'articulation. Suivant les prototypes, les tensions longitudinales au niveau des articulations sont supportées soit par le tricot lui-même soit par des sangles ajoutées en confection.

Pour comparer les prototypes, une pression de 0,3 bar est imposée dans la chambre à air puis, la raideur en flexion de l'articulation et l'effort d'actionnement nécessaire pour la fléchir à $\alpha = 90^\circ$ sont mesurés.

Pour calculer la raideur en flexion, la raideur verticale R_v en bout de l'articulation est déterminée expérimentalement.

Une charge verticale F_z est appliquée et la flèche correspondante D_z est mesurée (Fig. II-11). R_v est calculée grâce à (II-21).

$$R_v D_z = F_z \quad (\text{II-21})$$

Dans le cas de petits déplacements, il est possible de faire l'approximation suivante :

$$\theta_y = \arctan\left(\frac{D_z}{l_{art}}\right) \approx \frac{D_z}{l_{art}} \quad (\text{II-22})$$

La raideur en flexion R_f est alors donnée par :

$$R_f \theta_y = F_z; R_f \frac{D_z}{l_{art}} = R_v D_z; R_f = R_v l_{art} \quad (\text{II-23})$$

Or d'après (II-7), pour une articulation d'amplitude $\frac{\pi}{2}$, la longueur est donnée par $l_{art} = R \frac{\pi}{2}$. Il s'ensuit que

$$R_f = \frac{R_v R \pi}{2} \quad (\text{II-24})$$

La tension d'actionnement équivalente T_a développée par un câble d'actionnement est calculée à partir du couple d'actionnement C_a appliqué à l'articulation :

$$T_a = \frac{C_a}{R} \quad (\text{II-25})$$

Nous proposons donc de définir un critère adimensionnel, à partir de ces mesures, afin de comparer les prototypes entre eux. Les articulations doivent avoir en flexion, la plus grande raideur possible dans la direction perpendiculaire à l'axe de rotation et le couple d'actionnement plus faible possible.

Ce critère C_r doit donc prendre en compte ces deux paramètres. Pour ce faire, nous proposons la formulation suivante :

$$C_r = \frac{R_f}{T_a} = \frac{R_v R^2 \pi}{2 C_a} \quad (\text{II-26})$$

Les résultats de la comparaison (Tableau II-4) montrent que le prototype constitué d'une toile orthotrope et de câbles de renfort est beaucoup plus performant que les prototypes tricotés.

En effet, l'observation des prototypes tricotés montre que les mailles se déforment lorsque le prototype est gonflé et notamment là où les contraintes se concentrent. Ainsi la ligne moyenne s'étire et l'articulation perd toute souplesse en rotation.

Tableau II-4: Comparaison des prototypes.

Toile utilisée	Rayon (m)	Couple d'actionnement (Nm)	Raideur verticale (N/m)	C_r
Tricot	0,09	11	804	1
Tricot avec sangles de renfort	0,09	9	2133	3
Tissu avec câbles de renfort	0,075	2,5	2725	10

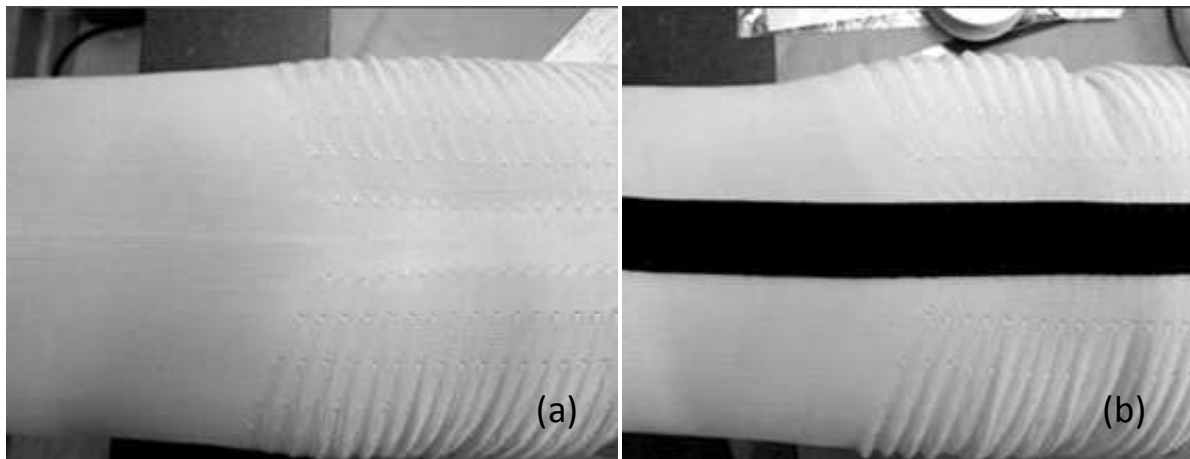


Fig. II-12 : Prototype tricoté, avec (b) et sans (a) bande de renfort.

L'ajout des bandes de renfort (Fig. II-12) permet d'améliorer ses performances mais l'articulation en tissu reste bien meilleure.

L'étude empirique sur les prototypes a ici permis de déterminer que l'enveloppe la plus adaptée à notre robot gonflable est constituée d'un tissu, car moins extensible qu'un tricot.

II.4 Modes de réalisation

L'étanchéité du bras robotisé peut être assurée par une chambre à air mais, il existe cependant des toiles suffisamment étanches à l'air pour remplir cette fonction.

C'est la raison pour laquelle il a été envisagé d'utiliser une enveloppe en toile qui soit à la fois résistante et étanche. Les toiles enduites sont utilisées dans un bon nombre d'applications gonflables comme les flotteurs de type Zodiac® par exemple (Fig. II-13a). Elles sont composées d'une toile aux propriétés mécaniques suffisantes pour supporter les contraintes dues à la pression (polyamide, polyester, ou Dyneema®), et enduites d'un matériau beaucoup plus souple comme du PVC pour assurer l'étanchéité.

Malheureusement, il est difficile de réaliser ainsi une articulation gonflable sans chambre à air en utilisant des plis. En effet, pour maintenir la longueur des plis constante il faut les coudre et rajouter un câble de renfort qui supporte la tension T_c .

Or, sur une toile enduite, coudre les plis revient à percer l'enduction et donc à perdre l'étanchéité. Il est possible d'étanchéifier une couture par soudage d'une bande d'enduction mais à condition que la couture soit plane, l'opération n'est donc pas possible dans les zones de plis. Deux techniques, spécialement développées, permettant de réaliser des articulations à partir d'une toile enduite sont étudiées dans cette partie.

II.4.1 Solution avec goupilles

II.4.1.1 Principe de fonctionnement

La fonction principale réalisée par les plis cousus est de restreindre la longueur d'une articulation tout en autorisant un déploiement latéral de la toile. La difficulté est de maintenir ces plis malgré la très forte tension qui tend à les ouvrir.

A titre d'exemple, pour un diamètre de 200 mm et une pression de 1 bar, chaque zone de plis doit supporter une tension de 1570 N. Sur les prototypes avec chambre à air, cette tension était principalement supportée par des câbles intégrés aux coutures.

Afin de maintenir les plis sans coutures ni câbles, il faut pouvoir les garder fermés malgré la tension. Ainsi a émergée l'idée de contraindre les plis en plaçant des pièces métalliques emboîtables de part et d'autre de la toile. Les premières pièces utilisées étaient des goupilles cylindriques. La goupille externe résistait à l'ouverture du pli tandis que la goupille interne maintenait la toile dans la goupille externe (Fig. II-13b).

Cette solution présente l'avantage de ne pas percer la toile et de placer les goupilles n'importe où sur le cylindre. Il est même possible de monter et démonter les articulations. Ce principe introduit une modularité dans la structure du robot.

Toutefois, un glissement relatif des goupilles internes et externes est possible. Un déplacement trop important peut même mener à l'expulsion dangereuse de la goupille interne.

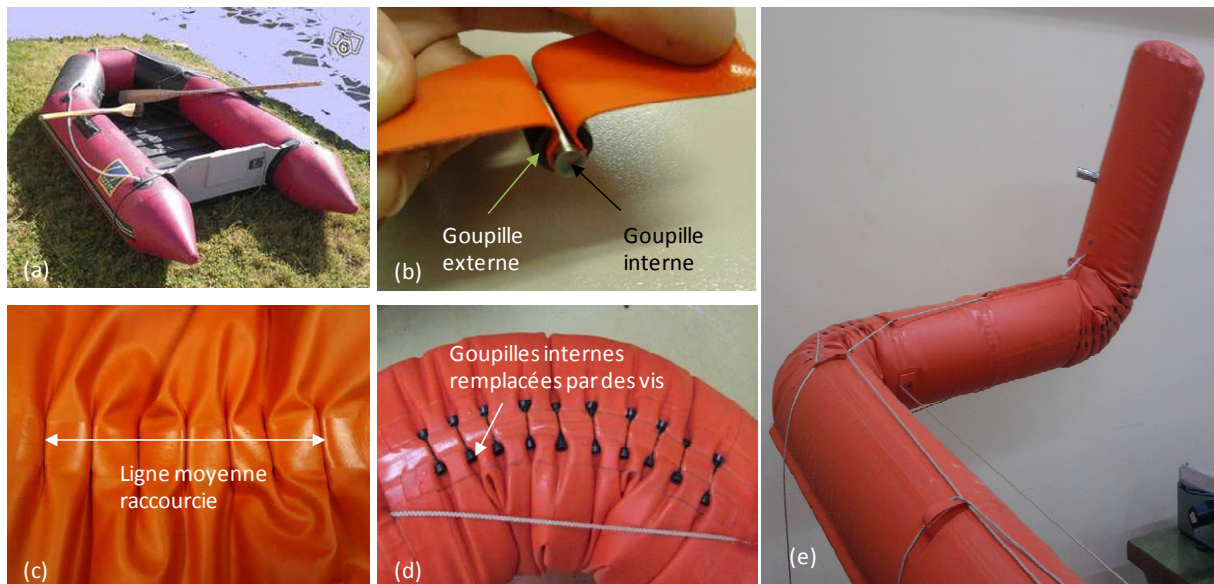


Fig. II-13 : Zodiac® (a). Système de goupille placé sur un morceau de toile (b). Ligne de plis contraints par des goupilles (c). Articulation réalisée à partir de goupilles et de vis (d). Prototype à deux articulations basées sur un système de goupilles

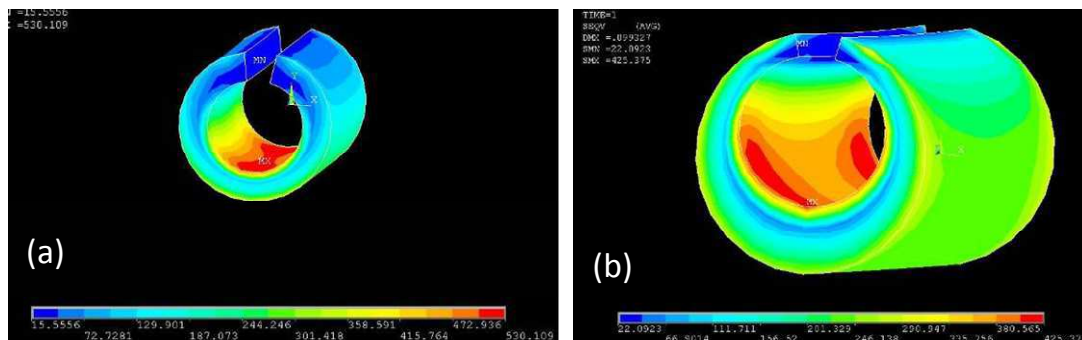


Fig. II-14 : Les contraintes sont plus réparties si la goupille est excentrée (b) que si ses bords internes et externes sont coaxiaux (a).

Ce système est donc à éviter en environnement fragile ou au contact d'humains. Plusieurs solutions ont été envisagées pour bloquer ce mouvement. La première est de coller les goupilles à la toile. Cette méthode est efficace mais rend le montage des articulations irréversible. Une autre solution consiste à remplacer la goupille interne par deux vis (Fig. II-13d). Malheureusement, dans tous les cas, le placement des goupilles est problématique. En effet, pour que la toile résiste à la traction, plusieurs bandes planes sont localement soudées en renfort. L'insertion du pli dans la goupille externe est donc rendue très difficile à cause de la surépaisseur de tissu.

Néanmoins, même si cette solution fonctionne globalement (l'articulation fléchit normalement sans un surcroît de résistance notable lors des manipulations) le principal inconvénient des goupilles est leur poids. Alors que l'idée globale est d'alléger le bras au maximum, ajouter des pièces en acier semble contradictoire.

Les goupilles seraient toutefois acceptables à condition que leur masse soit réduite au minimum, c'est à dire que la matière soit répartie de manière optimale par rapport aux efforts. Etant donné qu'elles subissent d'importants moments de flexion, il est possible de mieux répartir les efforts et donc de réduire la contrainte maximale en désaxant les bords intérieurs et extérieurs de la goupille comme le montre la Fig. II-14.

Cependant, la solution idéale consisterait à faire supporter la tension par de la matière en traction pure. Mais pour cela il faut traverser le pli. Faire traverser la toile par du fil a été exclu car il est difficile d'assurer l'étanchéité.

Cette possibilité est néanmoins envisageable si les deux épaisseurs de tissu en contact sont plaquées l'une contre l'autre suivant une surface et avec une force suffisante pour garantir l'étanchéité. Une autre méthode consiste donc à boulonner les plis (Fig. II-15). La pression de contact peut être facilement ajustée et le positionnement des boulons est plus précis que celui des goupilles

Ces techniques présentent malgré tout un autre inconvénient : la bande de tissu, prise dans les goupilles ou les boulons, doit être suffisamment large pour supporter la tension. Or, plus cette bande est large et plus l'articulation résiste à son fléchissement.

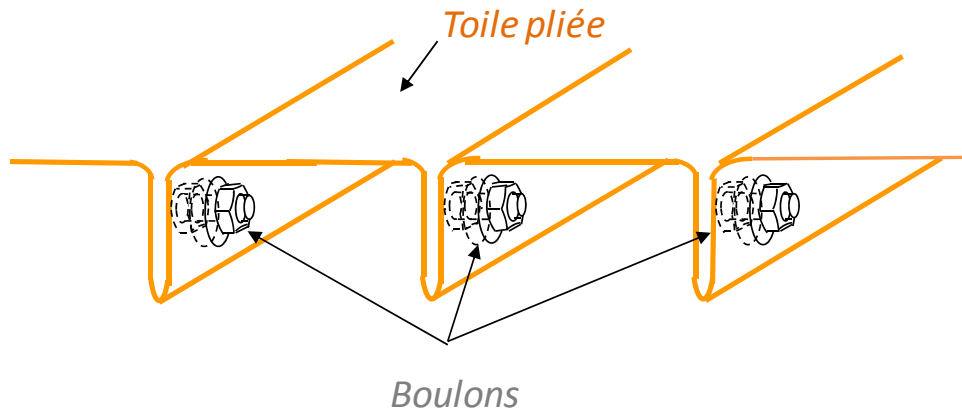


Fig. II-15 : Plis boulonnés.

Pour estimer cette résistance, considérons le problème plan d'une bande de tissu soumise à la tension T_c et à un moment M_z d'axe perpendiculaire au plan (Fig. II-16).

En supposant que la toile ne supporte pas les contraintes de compression le premier pli apparaît là où la pré-tension est annulée. Or, T_c engendre une tension linéique σ_T , le moment M_z une tension linéique σ_M , et les deux s'additionnent pour donner la tension linéique σ_l .

Soit,

$$\sigma_T = \frac{T_c}{2B_g} = \frac{P\pi R^2}{2B_g} \quad (\text{II-27})$$

et

$$\sigma_M = \frac{4M_z}{L_g^3} y \quad (\text{II-28})$$

avec y la distance au le centre de la bande. D'où :

$$\sigma_l = \frac{4M_z}{L_g^3} y + \frac{P\pi R^2}{2B_g} \quad (\text{II-29})$$

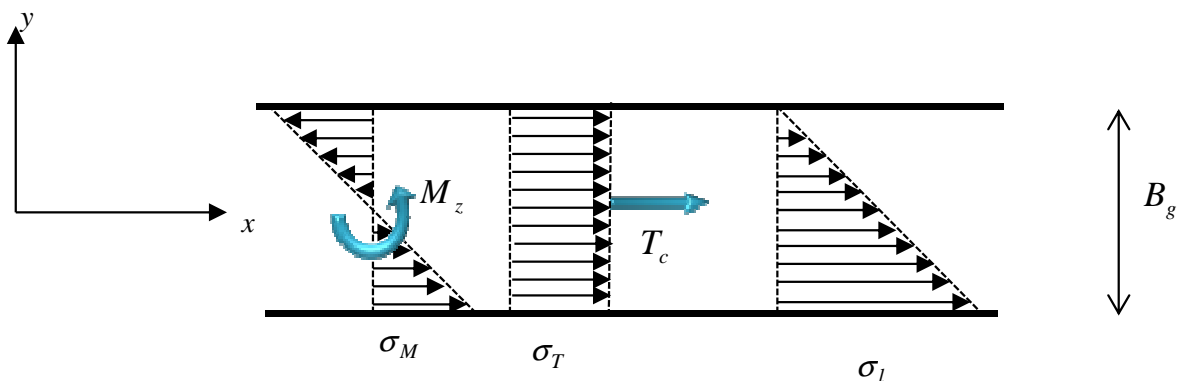


Fig. II-16 : Bande de tissu tendu subissant un moment de flexion hors plan.

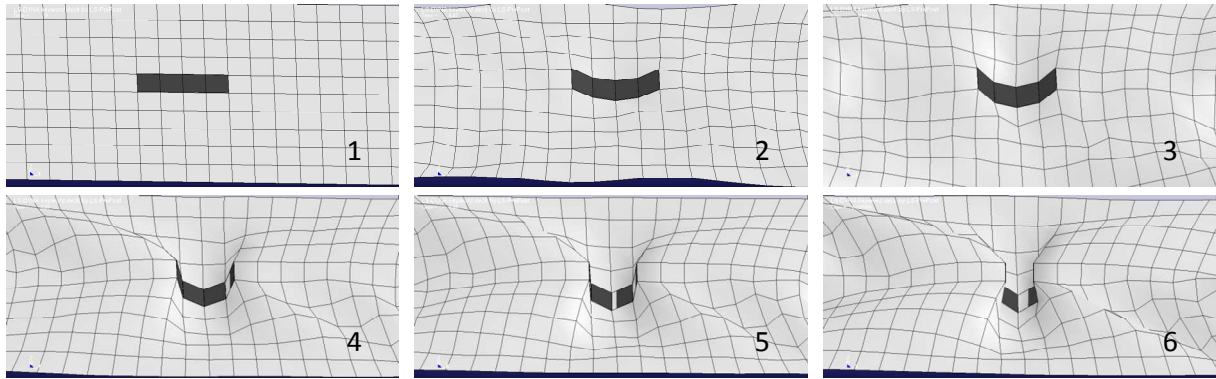


Fig. II-17 : Rétractation d'un pli simulant une goupille.

La tension linéique s'annule en premier en $y = -\frac{B_g}{2}$ pour une valeur de M_z :

$$M_{zmin} = \frac{P\pi R^2 B_g}{4} \quad (\text{II-30})$$

M_{zmin} représente donc le couple minimal à appliquer théoriquement pour plier une articulation dont les bandes tendues ont une largeur B_g . Ce couple est linéaire par rapport à B_g . Il est donc nécessaire de diminuer cette largeur pour faciliter le fléchissement de l'articulation. Idéalement cette largeur est nulle mais alors une bande infiniment fine de la toile ne peut pas seule supporter la tension T_c .

Afin d'optimiser la longueur des goupilles utilisées pour réaliser les articulations, nous avons testé, en simulation numérique, la flexibilité d'une articulation gonflée en fonction de cette dimension.

II.4.1.2 Simulation numérique

L'influence des frottements a aussi été testée en simulation sur ces nouvelles articulations. Cela a permis de les comparer avec les articulations constituées de plis cousus simulées au §II.2.2.2. La simulation consiste à gonfler un cylindre sur lequel des goupilles « déroulées » sont fixées.

Puis les goupilles se replient en rétractant la longueur de la ligne moyenne (Fig. II-17). L'articulation subit ensuite plusieurs cycles de fléchissement au cours desquels l'angle et l'effort d'actionnement sont enregistrés.

Pour toutes les goupilles, $R_d = 2$ et $R_r = 20\%$, soit 9 goupilles d'un diamètre intérieur de 6 mm et espacées de 20 mm. Les articulations sont d'abord gonflées à 1,5 bar puis fléchies grâce à des éléments muscles, à 3 points de fixation, développant un effort croissant linéaire dans le temps. La vitesse d'augmentation de l'effort est un compromis qui permet de rendre compte du comportement quasi-statique de l'articulation sans nécessiter un temps de calculs prohibitif.

Les oscillations du bras sont tout de même notables sur la Fig. II-18 qui montre la réponse caractéristique d'une articulation pour quatre longueurs de goupilles représentatives.

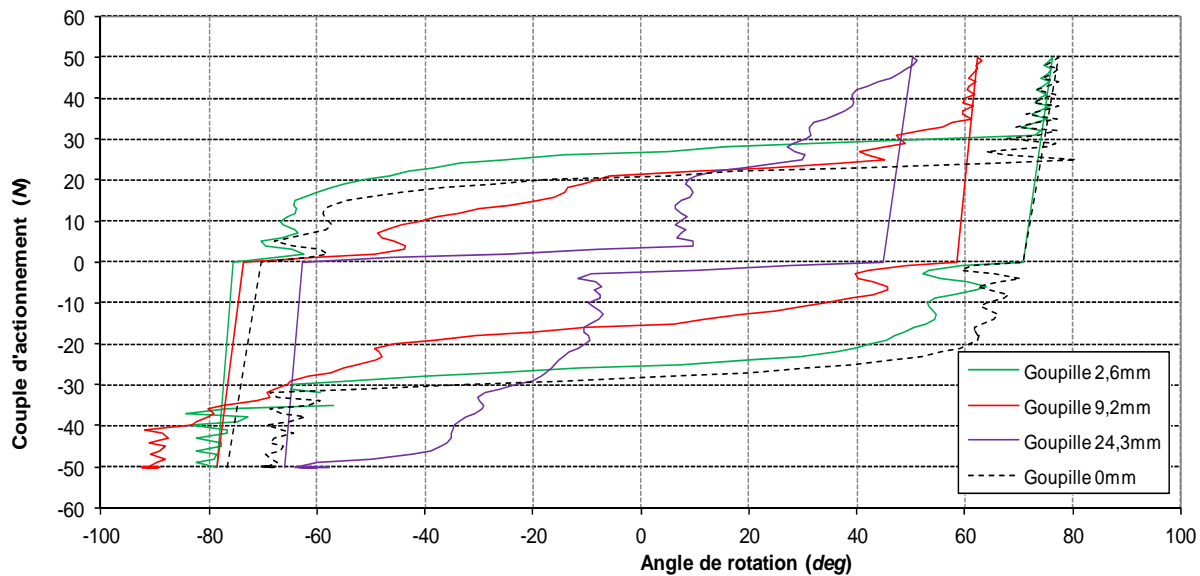


Fig. II-18 : Réponses représentatives des articulations à goupilles à un cycle de rotation.

Les trois courbes montrent qu’il existe un effort minimum à fournir pour que l’articulation se mette en mouvement. Une fois cet effort atteint, le mouvement se produit à effort quasi-constant. L’articulation arrive à saturation lorsque l’amplitude maximale est atteinte, l’effort augmente alors sans que l’angle augmente.

Ces courbes mettent en évidence le phénomène d’hystérésis caractéristiques de ces articulations, déjà rencontré expérimentalement lors de l’étude des combinaisons spatiales [Schmidt & Newman, 2001].

L’hystérésis avait alors été attribuée à l’existence de frottements entre les fibres de la toile. Cette explication n’est plus valable ici, puisque le phénomène apparaît en simulation même en l’absence de frottements avec un modèle de matériau élastique sans déformation plastique.

L’amplitude maximale atteinte avec et sans frottement est donnée par la Fig. II-19 pour toutes les goupilles utilisées. Comme pour les articulations à plis cousus, l’amplitude est diminuée en présence de frottement.

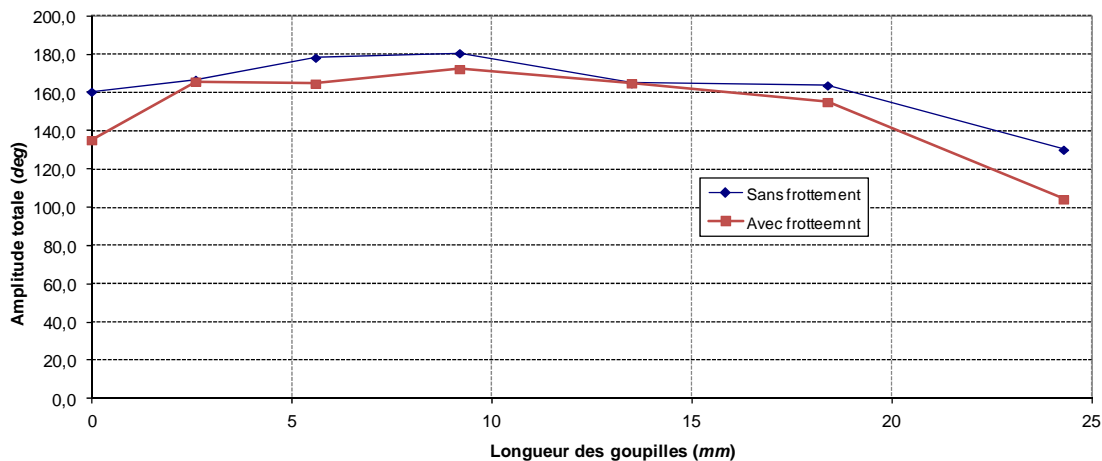


Fig. II-19 : Les frottements diminuent l’amplitude de l’articulation pour la plu part des goupilles

Mais cette diminution ne représente en moyenne que 10% de l'amplitude maximale contre plus de 50% pour les articulations à plis cousus.

Néanmoins, pour des goupilles de 2,6 mm ou de 9,2 mm, les amplitudes atteintes avec et sans frottement sont très similaires.

Les goupilles pourront donc être choisies entre 3 et 10 mm pour une sensibilité minimale au frottement. La Fig. II-18 montre toutefois, que pour des goupilles de 9,2 mm, les efforts nécessaires au fléchissement de l'articulation sont plus faibles que pour des goupilles plus courtes.

Il convient donc de choisir des goupilles de cette taille pour réaliser des articulations ayant une amplitude maximale et des efforts d'actionnement minimaux.

Notons en conclusion de ce paragraphe que :

- la solution des goupilles permet de réaliser des articulations gonflables de type combinaisons spatiales moins sensibles aux frottements que les articulations à plis cousus
- les performances sont optimales pour des goupilles dont la longueur avoisine 10% du rayon
- les goupilles sollicitent fortement la toile en traction (Fig. II-20) ce qui peut présenter un risque d'arrachement ou d'expulsion de la goupille interne.

Cette solution devrait donc être améliorée avant d'être utilisée dans des environnements fragiles ou en contact avec des humains. Notons aussi que sa mise en œuvre est compliquée puisqu'il faut réussir à plier la toile dans la goupille externe avant d'insérer manuellement la goupille interne. Cela suppose donc de maîtriser simultanément la position de ces trois éléments. Dans le cas d'une éventuelle miniaturisation, la manipulation serait encore plus délicate.

L'utilisation de goupilles pour réaliser des articulations gonflables se prête donc peu à notre application et encore moins à des applications de plus petites dimensions.

II.4.2 Solution à câbles

II.4.2.1 Principe de fonctionnement

Les simulations montrent que la longueur des goupilles suppose un compromis entre une bande de tissu suffisamment large pour ne pas rompre sous la tension (Fig. II-20) et suffisamment fine pour ne pas gêner la flexion de l'articulation.

Il est clair que la solution des goupilles amène une contradiction physique : *la bande doit être la plus large et la plus fine possible.*

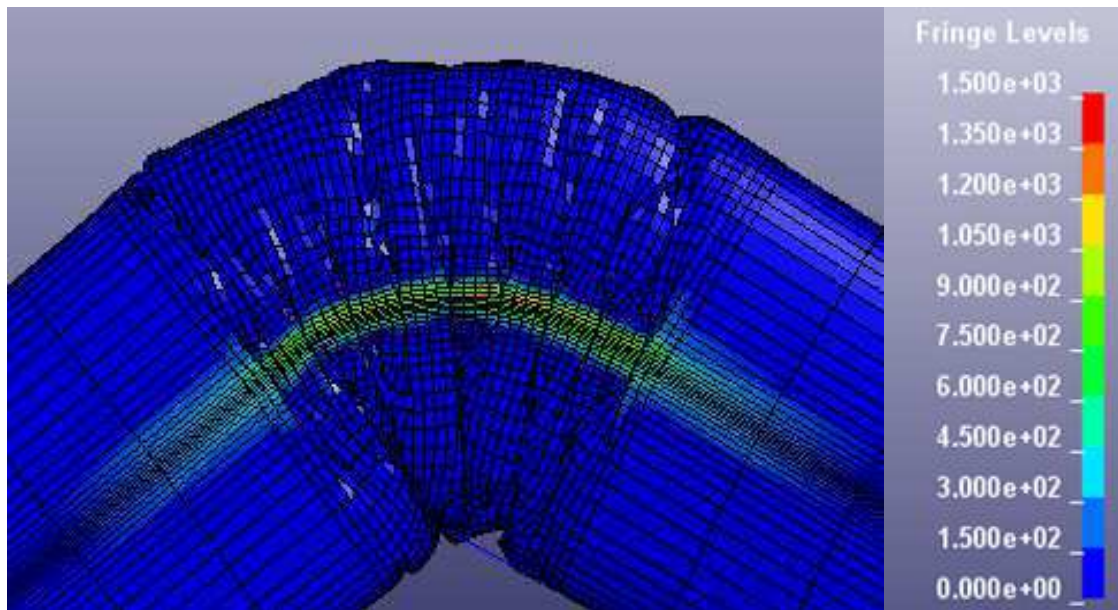


Fig. II-20 : Contrainte de Von Mises pour une articulation à goupilles de 13,5 mm

Pour résoudre cette contradiction, il suffit que la toile constitutive des plis n'ait pas à supporter de tension longitudinale. Pour cela, il est possible de faire transiter l'effort via un câble fixé à chaque extrémité de l'articulation. La difficulté est alors de le fixer à la toile sans coutures. De plus, ce câble serait soumis à une tension transverse lorsque l'articulation est fléchie.

En effet, en considérant un élément infinitésimal du câble fléchi (Fig. II-21), de longueur dl_{art} , l'équation de la statique donne :

$$T_c \overrightarrow{e_{\alpha+d\alpha}} - T_c \overrightarrow{e_{\alpha}} + \overrightarrow{N_x} + \overrightarrow{N_y} = \vec{0} \quad (\text{II-31})$$

N_x et N_y étant les composantes de l'action normale N de la toile sur la ligne moyenne.

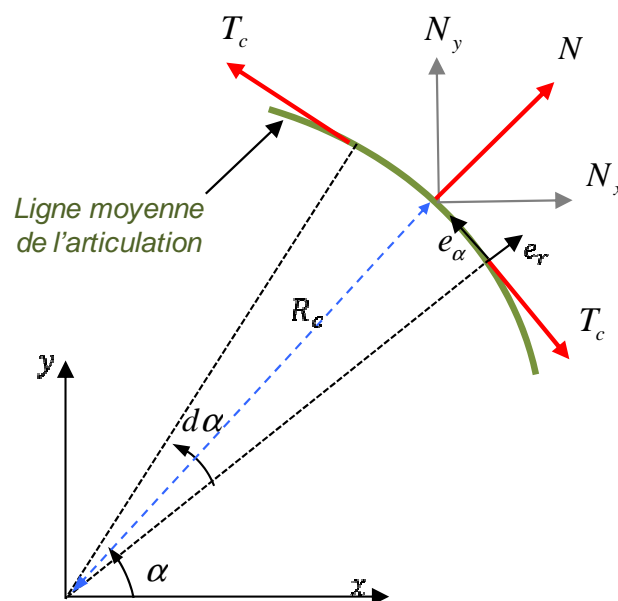


Fig. II-21: Effort s'exerçant sur la ligne moyenne fléchie.

Elles sont donnés par :

$$\begin{aligned} N_x &= T_c(\sin(\alpha + d\alpha) - \sin(\alpha)) \\ N_y &= -T_c(\cos(\alpha + d\alpha) - \cos(\alpha)) \end{aligned} \quad (\text{II-32})$$

Donc quand $d\alpha$ tend vers 0,

$$N_x = T_c \cos(\alpha) d\alpha ; N_y = T_c \sin(\alpha) d\alpha \quad (\text{II-33})$$

De plus, $d\alpha$ peut s'exprimer en fonction du rayon de courbure local $R_c(\alpha)$ et la longueur de câble considérée dl_{art} :

$$d\alpha = \frac{dl_{art}}{R_c(\alpha)} \quad (\text{II-34})$$

ce qui conduit à :

$$\vec{N} = \frac{T_c}{R_c(\alpha)} dl_{art} \vec{e}_r \quad (\text{II-35})$$

La réaction de la toile sur le câble est donc une tension linéique, τ_l portée par e_r avec :

$$\tau_l = \frac{T_c}{R_c(\alpha)} \quad (\text{II-36})$$

Il est alors bien nécessaire de fixer le câble non pas uniquement à ses extrémités, mais aussi sur toute sa longueur. La manière la plus efficace de se fixer sur une toile enduite sans la percer est de réaliser une soudure sur l'enduction.

Cette méthode permet de réaliser des points d'ancrages en fixant des œillets sur un morceau de toile lui même soudé sur la toile principale. Ainsi, il est possible de fixer le câble à la toile sans jamais la percer. Grâce à un positionnement avantageux d'œillets et d'entretoises, il est possible de réaliser les plis réguliers sur la toile. Pour cela, il faut faire passer le câble dans les œillets et les entretoises avant que la bande soit soudée puis tirer sur le câble afin de réaliser des fronces (Fig. II-22a, c). Le câble est ensuite maintenu à la bonne longueur grâce à des nœuds ou un autre système de fixation.

Le positionnement des œillets, contrairement à celui des goupilles, peut être réalisé, à plat, à l'aide d'une machine, et sur une pièce de tissu indépendante de la toile du cylindre. Il est donc plus précis et plus répétable. De plus les œillets ne servent qu'à protéger la toile de la concentration des contraintes τ_l aux points où le câble traverse la toile.

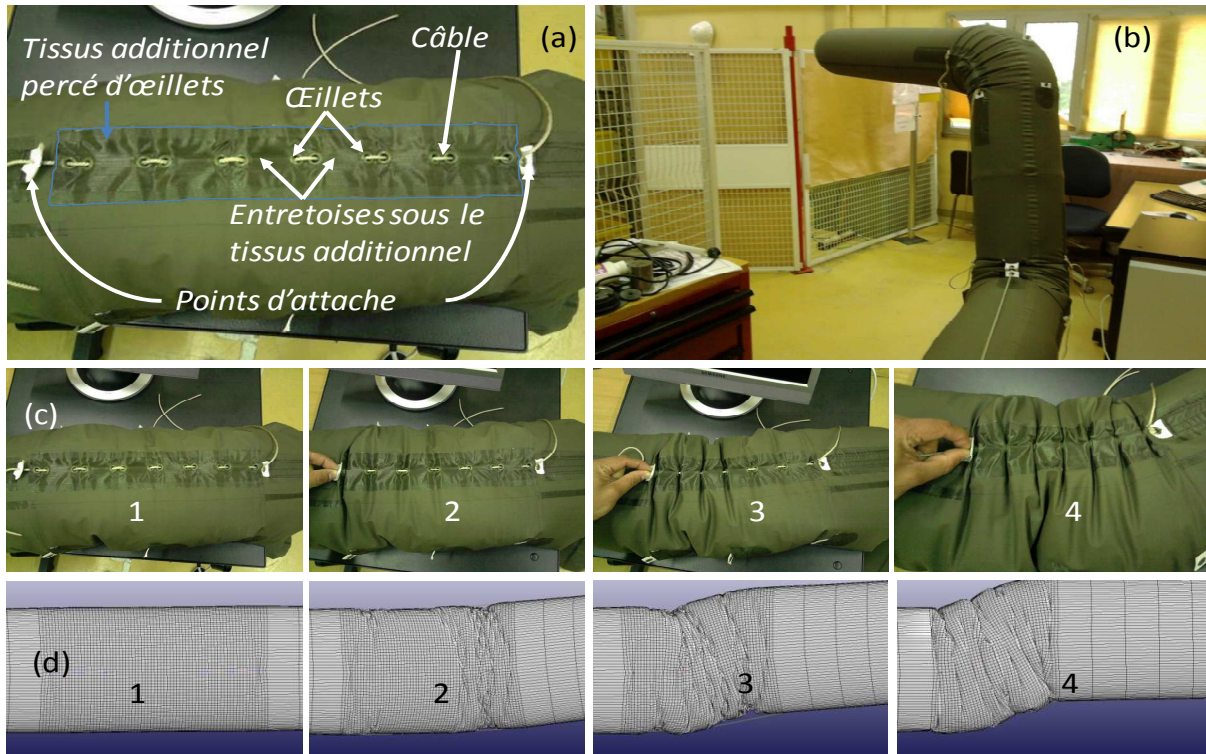


Fig. II-22 : Le câble et les entretoises (a) permettent de réaliser des plis réguliers (c) et donc des articulations à longueur constante (b). En simulation, la ligne moyenne se rétracte de grâce à des éléments muscles (d).

Il est donc possible d'imaginer des applications miniaturisées dans lesquelles les œillets seraient remplacés par une surépaisseur locale de l'enduction.

II.4.2.2 Simulations numériques

Ces articulations ont été comparées en simulation EF aux articulations à goupilles en les soumettant au même cycle de fléchissement.

Une comparaison entre les différents prototypes réalisés aurait été biaisée car ils n'ont pas tous été réalisés dans la même matière. Le scénario de simulation comprend toujours 3 phases, le modèle est gonflé, puis sa ligne moyenne est raccourcie (Fig. II-22b) et enfin l'articulation est soumise à des efforts d'actionnement.

Le câble présent dans la ligne moyenne est modélisé par une succession de deux types d'élément :

- Des éléments muscle permettant de raccourcir la ligne moyenne
- Des éléments ressorts reproduisant le comportement du câble très raide à l'intérieur des entretoises.

Le fait que la tension soit supportée par le câble central se traduit par une sollicitation bien moindre de la toile.

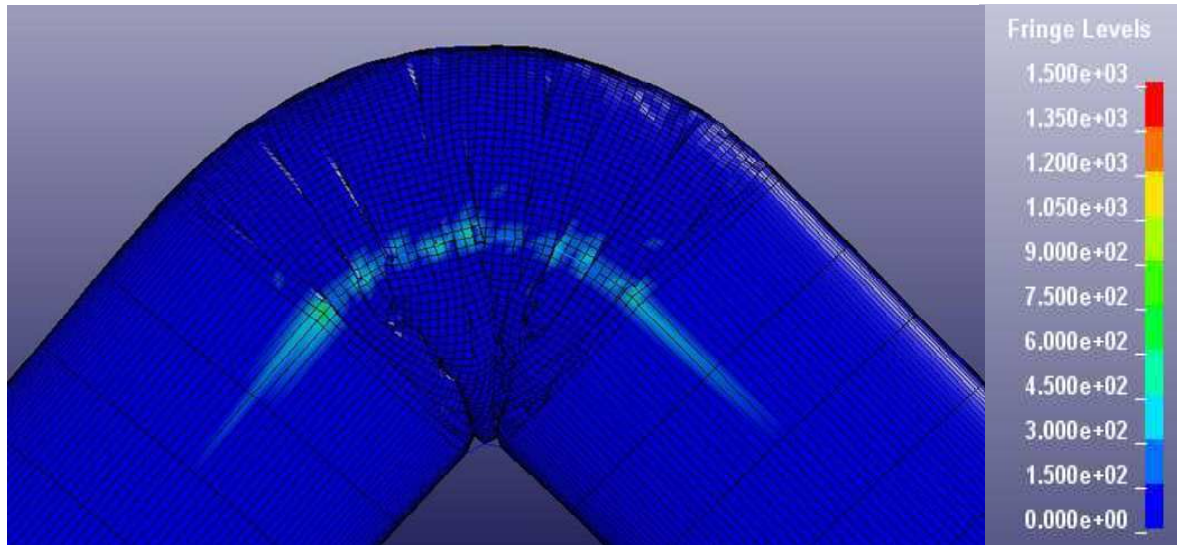


Fig. II-23 : Contrainte de Von Mises pour une articulation à câble

Comme le montre la Fig. II-23, la toile située sur la ligne moyenne de l'articulation à câble est deux fois moins tendue que la toile comprise entre des goupilles (Fig. II-20). L'emploi d'un câble au lieu de goupilles limite donc les risques de déchirement de la toile.

La toile située à l'extrémité des câbles est bien sur très sollicitée mais peut être renforcée sans gêner les mouvements de l'articulation.

La Fig. II-24 compare le comportement des articulations à goupilles et à câble pour un demi-cycle de chargement.

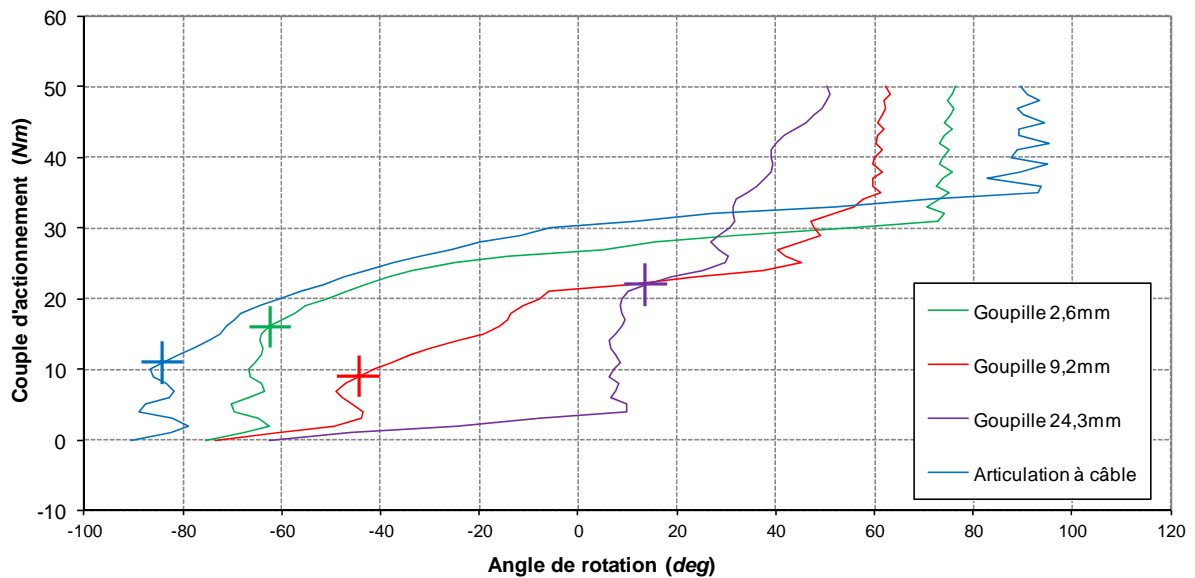


Fig. II-24 : Réponses représentatives, à un demi-cycle de rotation, des articulations à goupilles et d'une articulation à câble.

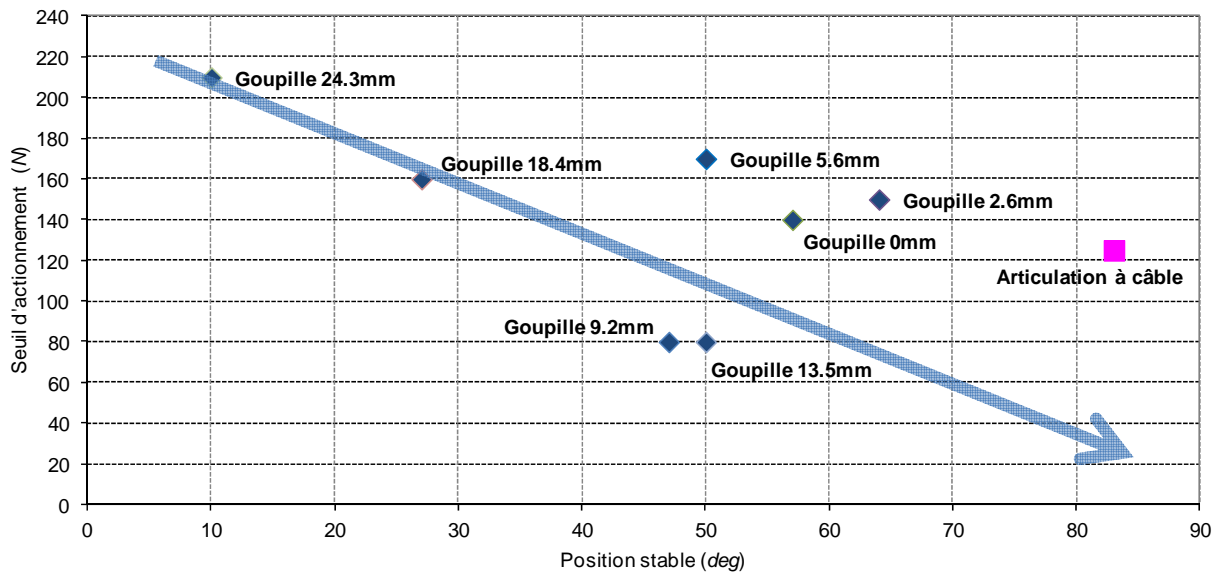


Fig. II-25 : L'articulation à câble présente la meilleure amplitude et un seuil d'actionnement comparable à ceux des articulations à goupilles.

Toutes les courbes présentent des formes similaires :

- Lorsque l'effort d'actionnement passe de -500 à 0 N, l'angle de fléchissement reste le même à 5% près.
- Lorsque l'effort d'actionnement devient positif, l'angle de fléchissement oscille autour d'une position d'équilibre.
- L'effort augmente jusqu'à un *seuil d'actionnement* à partir duquel l'angle n'oscille plus mais croît très nettement.
- L'angle se stabilise autour d'une autre *position d'équilibre*.

Le couple (position d'équilibre, seuil d'actionnement) est donné en Fig. II-25, l'articulation à câble montre ainsi quelle a l'amplitude maximale la plus grande et que son seuil d'actionnement est dans la moyenne des seuils constatés pour les articulations à goupilles.

D'après ces simulations, les articulations à câble sont

- plus performantes que les articulations à goupilles
- sans risques supplémentaire pour les installations ou les personnes
- de réalisation plus facile et plus répétables
- adaptées aux petites comme aux grandes tailles.

La méthode de réalisation des articulations sera donc, dans notre cas, préférentiellement basée sur les articulations à câble.

II.5 Conclusion

Ce chapitre détaille l'étude menée pour déterminer la façon la plus avantageuse de réaliser les articulations gonflables du robot ultraléger défini au Chapitre 1. Le but étant d'obtenir via un procédé de fabrication simple, une structure gonflable légère, comportant les articulations de type combinaison spatiale.

L'étude analytique et les expérimentations sur prototypes permettent de définir les paramètres géométriques clé du dimensionnement des articulations. Cependant, certains tests mettent en évidence des efforts d'actionnement non-prévus par la théorie. Des modélisations fines par éléments finis permettent alors de définir des tendances à suivre pour dimensionner les soufflets.

Le choix du type d'enveloppe se porte préférentiellement sur les textiles tissés au vu de l'étude comparative des tissus et des tricots.

Enfin, ce chapitre définit différents modes de réalisation des articulations et notamment lorsque de la toile enduite est utilisée. Celle-ci permet de réaliser un prototype en une seule pièce, et assure à la fois la résistance mécanique et l'étanchéité. Les plis des articulations peuvent alors être réalisés de plusieurs façons. Si les tensions sont supportées directement par la toile, alors les plis peuvent être maintenus par blocage (goupilles) ou par serrage (boulons). Ces modes de réalisation rendent l'articulation beaucoup moins sensible aux frottements. Cependant, pour que la toile résiste à la tension, il faut que la bande sollicitée soit large, et plus elle est large et plus l'articulation résiste au fléchissement. Les simulations montrent que des goupilles de 13,5 mm de long pour une articulation de L compromis est toutefois évité si les tensions sont supportées par un élément extérieur comme un câble, plus à même de supporter les tensions. Celui-ci transmet alors les efforts d'un bout à l'autre de l'articulation sans solliciter la toile. Les plis peuvent dans ce cas être maintenus par de simples entretoises. Contrairement aux goupilles, la solution à câble est facilement transposable pour des applications de petites tailles et ne présente pas de risque supplémentaire pour les installations ou les opérateurs. Cette méthode permet à la fois d'utiliser une toile enduite et de réaliser simplement des articulations performantes, c'est donc celle qui est retenue ici.

L'étape suivante vers la conception du robot gonflable est le développement d'un système d'actionnement répondant à la problématique de la légèreté et adapté à la cinématique particulière des articulations choisies. Le Chapitre 3 détaille l'étude qui a été menée en ce sens.

Chapitre III

Conception de l'Actionnement

Les articulations gonflables définies dans les chapitres précédents n'ont à notre connaissance, jamais fait l'objet d'une motorisation. Réaliser un actionnement adapté capable de mouvoir précisément un robot à fort élan gonflable comportant ce type d'articulations est donc inédit. En effet, les actionneurs classiques tels que les moteurs ou les vérins ne sont pas directement implantables sur une structure qui ne comporte pas de pièce rigide. De plus, la contrainte de légèreté imposée à la structure complique encore la conception. Dans ce chapitre, nous détaillons les différents actionnements présents sur des robots similaires et proposons un actionnement et un capteur spécifique à notre application. L'implémentation sur un prototype est aussi présentée.

III.1 Introduction	62
III.2 Etat de l'art	62
III.2.1 Actionneurs pneumatiques de traction	63
III.2.2 Actionneurs pneumatiques extenseurs	64
III.2.3 Actionneurs à câbles.....	65
III.3 Structure globale de l'actionnement	65
III.3.1 Pré-dimensionnement des actionneurs	65
III.3.2 Câbles actionneurs.....	67
III.3.3 Découplage.....	68
III.3.4 Capteurs articulaires	69
III.4 Conception de la transmission à moufle.....	73
III.4.1 Contraintes	73

III.4.2 Effecteur multi-moufle	74
III.4.3 Validation numérique	76
III.4.4 Réalisation pratique	78
III.5 Conclusion	79

III.1 Introduction

Le cahier des charges auquel doit répondre l'actionnement du robot gonflable est donné dans le Tableau III-1. Ces spécifications ont été arbitrairement imposées puisqu'il n'existe pas de précédent. L'objectif étant de tendre vers ces performances et d'effectuer les choix de conception en conséquence.

L'actionnement doit ainsi permettre de réaliser des mouvements quasi-statiques avec une charge de 2 kg au bout de 10 m, de contrôler la cinématique particulière de chaque articulation indépendamment et le tout pour une augmentation négligeable de la masse. La question d'une mesure directe des angles de rotation sera aussi abordée dans ce chapitre.

Tableau III-1: Cahier des charges de l'actionnement

Fonctions	Spécifications	Critères
Mouvements	Quasi-statiques	Amplitude des oscillations en cas d'arrêt brusque <R
	Capacité à lever des charges	Rapport masse embarquée/masse propre $\geq 100\%$
Cinématique	Maîtriser tous les degrés de liberté d'une articulation	Précision de positionnement < 5%
Couplage	Commander indépendamment les articulations	Couplage géométrique des mouvements <1%
Masse	Ne pas alourdir le bras	Masse linéique < 10% de celle du bras

III.2 Etat de l'art

Il existe plusieurs systèmes robotisés se rapprochant du bras gonflable étudié ici. Ils sont mus par différents types d'actionneurs et d'effecteurs. Suivant les applications visées, les actionneurs employés sont plus ou moins adaptés à un bras gonflé ultra léger



Fig. III-1 : Muscle pneumatique Otherlab.

Dans ce paragraphe nous présentons un état de l'art non exhaustif des différents actionnements existants et leurs adéquations avec un bras gonflable à fort élanement.

III.2.1 Actionneurs pneumatiques de traction

Pour un robot gonflé, l'air comprimé est naturellement envisagé comme une ressource disponible pour l'actionnement.

Cependant des actionneurs classiques tels que les vérins sont difficiles à mettre en place sur une surface souple et risqueraient d'être plus lourds que le corps du robot lui-même.

Il est alors nécessaire de développer des actionneurs pneumatiques adaptés à un bras gonflable ayant une masse linéique inférieure à 500 g/m. Otherlab a donc mis au point un muscle pneumatique dont la longueur diminue lorsqu'il est mis sous pression [Otherlab] (Fig. III-1). Son fonctionnement est simple : le muscle renferme un serpent plat, lorsqu'il est gonflé sa section augmente et sa longueur diminue exerçant ainsi une traction entre ses deux extrémités. La rétractation R_m maximum de ce muscle correspond à la différence entre la circonférence et le diamètre D_m de la section du serpent. Elle est calculée par la relation suivante :

$$R_m = \frac{\frac{\pi D_m}{2} - D_m}{\frac{\pi D_m}{2}} = 0.36 \quad (\text{III-1})$$

D'après la géométrie des articulations type combinaison spatiale (Fig. II-1), décrite par, (I-24), (II-7) et (II-8), une rétractation de 36% entraîne une rotation de 36% de l'angle de courbure maximal ; ce type d'actionneur ne permet donc pas d'exploiter pleinement les capacités des articulations.

III.2.2 Actionneurs pneumatiques extenseurs

D'autres actionneurs pneumatiques n'exercent pas une traction mais une poussée entre leurs extrémités. C'est le cas des actionneurs du Bionic Handling Assistant [Festo]; ils sont composés de chambres à air comprimé placées entre deux sections.

De la même manière, les muscles pneumatiques extenseurs de l'OctArm [Trivedi *et al.*, 2008] sont conçus pour s'allonger lorsqu'ils sont pressurisés.

Ainsi, avec un minimum de 3 actionneurs entre deux sections, il est possible d'orienter complètement les sections les unes par rapport aux autres.

Pour ces deux derniers robots, les sections séparant les actionneurs sont des pièces rigides, alors que sur le Robotic Arm [Otherlab] les actionneurs pneumatiques exercent des poussées entre deux segments gonflés (Fig. III-2b).

Cependant, chacun de ces actionneurs nécessite une arrivée de gaz, cela suppose donc soit un grand nombre de gaines sous pression soit un grand nombre de servovalves, ou les deux comme sur l'AntRoach [Otherlab] (Fig. III-3).

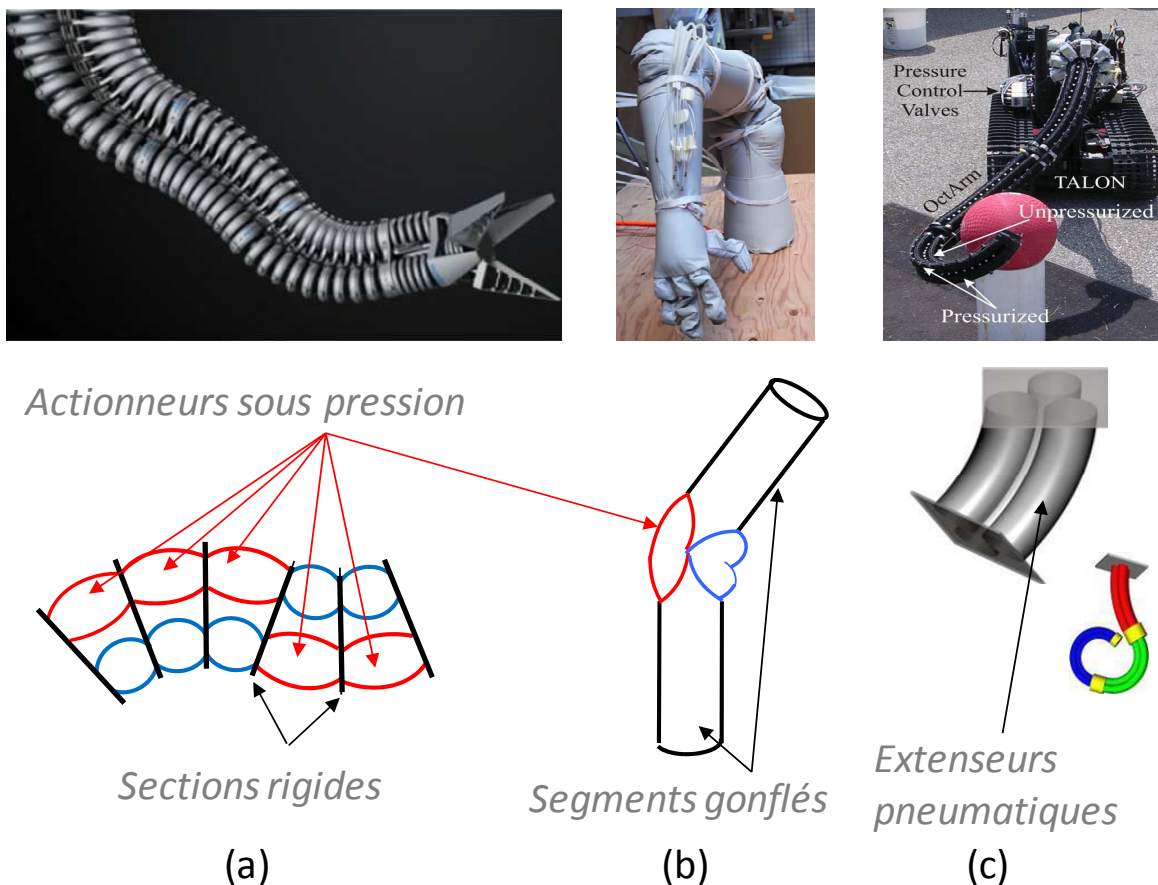


Fig. III-2 : Actionneurs pneumatiques extenseurs [Festo] (a), du Robotic Arm [Otherlab](b) et de l'OctArm [Trivedi *et al.*, 2008] (c).



Fig. III-3 : AntRoach, une fourmi géante gonflable réalisée par [Otherlab].

Pour une application à fort élanement, les nombreuses gaines sous pression alourdiraient le bras et rigidifieraient les articulations. En effet, ces gaines sont d'autant plus rigides qu'elles sont sous pression. Les actionneurs pneumatiques supposent donc aussi un compromis entre la pression d'actionnement, le nombre et la souplesse des articulations.

III.2.3 Actionneurs à câbles

Certains robots gonflables sont équipés d'actionnement à câbles. Ils sont souvent utilisés dans des applications où la miniaturisation ou la légèreté sont recherchées. Ceux-ci appliquent une tension au niveau des articulations pour les fléchir. Deux exemples ont déjà été cités au §1.3.4: l'Inflatable Arm de [Sanan, 2010b] et le robot spatial [Koren & Weinstein, 1991]. Pour ceux-ci, la contrainte principale à respecter dans la conception de l'actionnement est la légèreté du bras gonflable. C'est un problème souvent rencontré en robotique lorsqu'il s'agit d'améliorer la rapidité des systèmes ou de diminuer les risques pour les opérateurs. Dans ces cas-là, les concepteurs réduisent au maximum les inerties en mouvement. Pour ce faire, il est courant de rassembler les actionneurs dans une partie immobile et de transmettre les efforts aux articulations via des câbles très légers [Garrec & Riwan, 2002; Garrec *et al.*, 2002; Lee *et al.*, 2008] [Kurita *et al.*, 2011]. Ce type d'actionnement, qui n'alourdit pas le bras, a été choisi pour notre application. La partie suivante en détaille la conception.

III.3 Structure globale de l'actionnement

L'actionnement étant déporté, il se compose de deux parties : les moteurs qui fournissent les efforts d'actionnement, et la transmission qui met en mouvement les articulations.

III.3.1 Pré-dimensionnement des actionneurs

Le dimensionnement des actionneurs passe nécessairement par une estimation de la puissance nécessaire aux mouvements du robot. Il faut donc déterminer les couples articulaires et les vitesses de rotations associées.

Les couples articulaires sont calculés grâce au modèle dynamique d'un robot à chaîne ouverte simple [Khalil & Dombre, 1999]:

$$\Gamma = A_d(q)\ddot{q} + C_d(q, \dot{q})\dot{q} + Q_d(q) + f_d(q, \dot{q}) \quad (\text{III-2})$$

Avec Γ le vecteur des couples d'actionnement, A_d la matrice d'inertie du robot, C_d le vecteur représentant les couples/forces de Coriolis et les forces centrifuges, Q_d le vecteur des couples/forces de gravité et f_d le vecteur des couples/efforts de frottement.

Considérer que les mouvements du robot restent quasi-statiques, revient à négliger les termes en \ddot{q} et en \dot{q} . Les couples sont alors donnés par :

$$\Gamma = Q_d(q) + f_d(q) \quad (\text{III-3})$$

Q_d est calculable grâce au modèle géométrique qui est présenté au Chapitre IV, cependant il est possible de calculer les couples articulaires maximaux. En effet la configuration la plus défavorable pour un actionneur correspond au cas où l'axe de rotation de l'articulation est horizontal et où toutes les articulations avales sont droites. Le couple de gravité $Q_{d,k}$ exercé sur l'articulation k est alors calculable simplement par :

$$Q_{d,k} = g \sum_{i=k+1}^n ms_i ds_i + ma_i da_i + gm_c dc_k \quad (\text{III-4})$$

Avec ms_i/ma_i la masse du segment/articulation i , ds_i/da_i la distance entre le centre d'inertie du segment/articulation i et celui de l'articulation k , m_c la masse de la charge embarquée, et dc_k la distance du centre d'inertie de la charge embarquée au centre de l'articulation k .

f_d est le paramètre le plus difficile à estimer puisque que les frottements sont multiples et dépendant des positions du robot. En omettant ce paramètre dans le pré dimensionnement, nous calculons la puissance minimale que doit fournir les actionneurs.

Pour calculer les vitesses articulaires il faut disposer du modèle cinématique inverse, mais pour le pré-dimensionnement, il est uniquement nécessaire de connaître la vitesse maximale que doit atteindre une articulation. Celle-ci peut être estimée en supposant qu'une seule articulation impose une vitesse cible V_{qs} à l'organe terminal alors que toutes les autres sont droites. Ainsi la vitesse articulaire est donnée par :

$$q_k = \frac{V_{qs}}{dc_k} \quad (\text{III-5})$$

La puissance minimale $Pmin_k$ que doit fournir l'actionneur de l'articulation k est alors donnée par :

$$P_{min_k} = gV_{qs}m_c + g \frac{V_{qs}}{dc_k} \sum_{i=k+1}^n m s_i ds_i + m a_i da_i \quad (\text{III-6})$$

Pour la première articulation, cette expression revient à :

$$P_{min_1} = gV_{qs} \left(m_c + \frac{mb}{2} \right) \quad (\text{III-7})$$

Avec mb la masse propre du bras.

Ce pré-dimensionnement, bien que grossier, permet d'estimer que la puissance minimale du premier actionneur pour un bras de 10 m, constitué d'une toile de 500 g/m², portant 2 kg à 10 cm/s est de 4 W.

III.3.2 Câbles actionneurs

Pour chaque câble, une extrémité s'enroule autour de l'axe moteur et l'autre est fixée sur une articulation. Si les câbles sont maintenus au plus près de la surface de la toile dans une articulation, la somme des longueurs du brin tendu et du brin détendu est constante.

En effet, si a est la longueur du brin mou et b la longueur du brin tendu (voir Fig. III-4) alors :

$$\begin{aligned} a &= (R_c + R)\alpha \\ b &= (R_c - R)\alpha \end{aligned} \quad (\text{III-8})$$

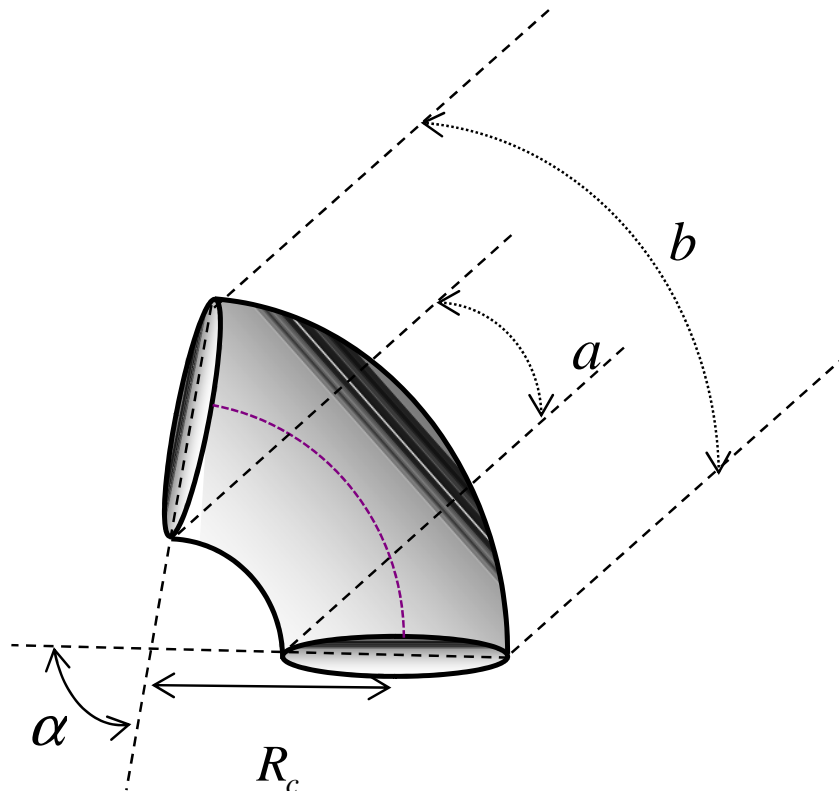


Fig. III-4 : Schéma d'une articulation.

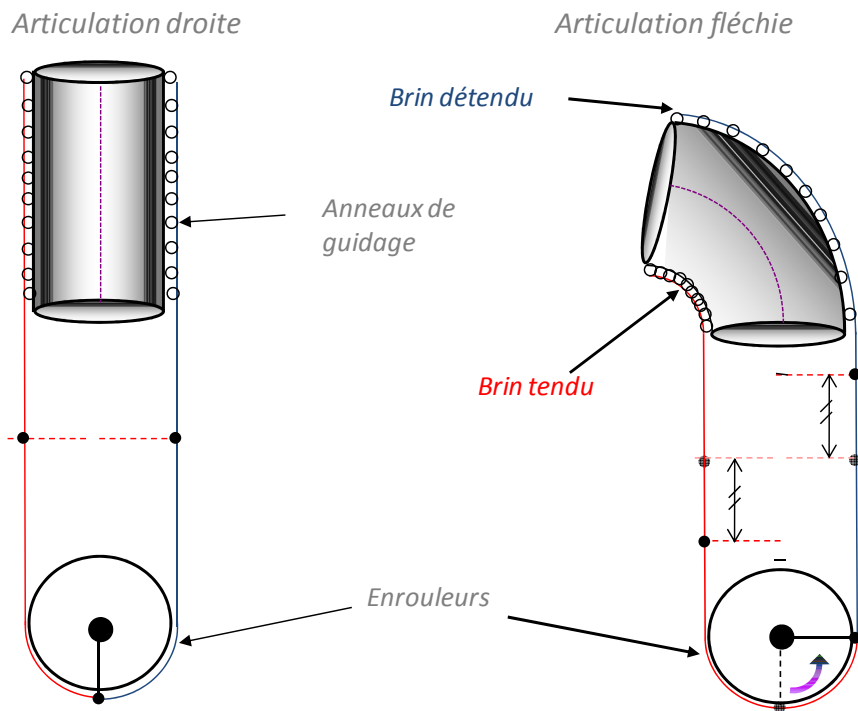


Fig. III-5 : Schéma d'actionnement

Donc

$$a + b = 2R_c \alpha \quad (\text{III-9})$$

Or,

$$R_c \alpha = l_{art} \quad (\text{III-10})$$

il s'ensuit que

$$a + b = 2l_{art} = cste \quad (\text{III-11})$$

Ainsi, le même actionneur peut dérouler le brin mou alors qu'il enroule le brin tendu (Fig. III-5). Cependant, pour des articulations distantes de la base du bras, le contrôle peut s'avérer perturbé par des phénomènes de couplage expliqués au § I.2.1.2.

III.3.3 Découplage

Le couplage est parfois recherché en bio-mimétisme [Kobayashi & Ozawa, 2003; Mori *et al.*, 2011] pour reproduire la cinématique de doigt humains par exemple. Mais pour respecter notre cahier des charges, il doit être réduit au minimum. Le découplage peut être réalisé par la commande mais, il faut au préalable modéliser ces couplages [Khalil & Dombre, 1999]. Ce qui peut être très difficile en raison des non linéarités géométriques. Nous proposons donc de réaliser un découplage mécanique des articulations par la méthode du chemin constant [Lee *et al.*, 2008]. Il suffit pour cela de guider les câbles au centre des articulations qu'ils ne commandent pas.

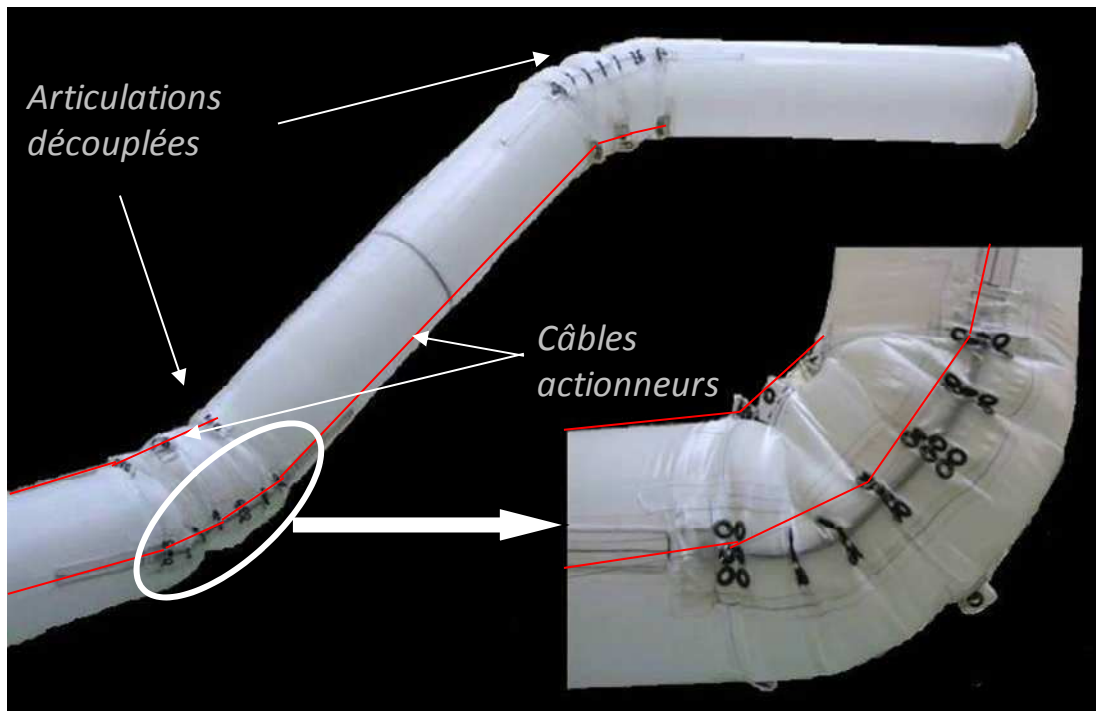


Fig. III-6 : Les câbles actionneurs traversent les articulations en suivant les chemins de longueurs constantes.

Des anneaux sont alors fixés sur le câble de renfort de l'articulation et guident les câbles actionneurs sur un chemin de longueur invariante jusqu'à l'articulation qu'ils commandent (voir Fig. III-6). Pour éviter complètement le couplage, le câble d'actionnement doit être guidé par le câble de renfort au niveau de chaque pli. L'optimisation du nombre de points de guidage ainsi que les tests concernant l'efficacité du découplage sera menée à l'avenir sur un prototype motorisé. Néanmoins, sur les prototypes actionnés manuellement, aucun couplage n'a été observé visuellement.

III.3.4 Capteurs articulaires

Le prototype décrit jusqu'à présent permet une commande en boucle fermée avec un retour d'information soit visuel soit basé sur les capteurs moteurs et un modèle approprié. En effet, la courbure réelle d'une articulation n'est pas directement mesurée.

Afin d'assurer une aide à la manipulation (téléguidage) ou dans le cas d'un déploiement autonome, le robot doit être muni de capteurs permettant de mesurer ses positions articulaires et pour certaines applications sa distance par rapport aux obstacles. De plus, une mesure de certains paramètres environnementaux (température, pression) peut être mise en place afin de toujours maintenir la pression à sa valeur nominale.

Dans un premier temps, le plus important est d'assurer le positionnement de l'organe final de manière téléguidée et pour cela un capteur mesurant directement l'angle de chaque articulation est nécessaire.

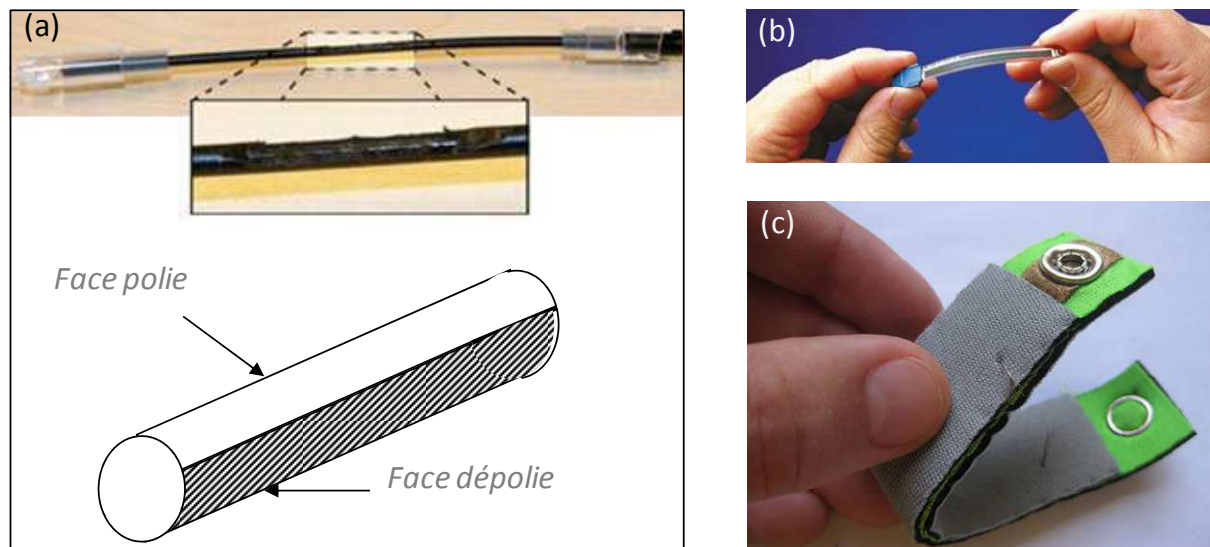


Fig. III-7: Fibre optique dégradée permettant une mesure de sa courbure (a). Capteur de flexion [Flexpoint]. Capteur de flexion en tissu conducteur [Pulsea]

La structure même du robot impose des contraintes particulières au capteur de rotation:

- Il doit mesurer des angles de -90° à $+90^\circ$.
- Il doit être bidirectionnel pour indiquer dans quel sens l'articulation est fléchie.
- Il doit être léger, robuste et pas cher pour suivre la même logique de conception.
- Il doit permettre une fois dégonflé, que le robot soit plié et rangé.

Des critères similaires s'appliquent aux appareils portables d'acquisition de forme ou de mouvement [Simone & Kamper, 2005]. Ils sont utilisés pour mesurer par exemple les angles de fléchissement des articulations humaines dans le cadre d'études posturales ou sur des gants de réalité virtuelle.

Les capteurs utilisés sont de trois types :

- Les capteurs à encre [Flexpoint] : ils mesurent les variations de résistivité d'un circuit d'encre conductrice imprimée sur un support souple. Lorsque le support est fléchi, des microfissures apparaissent dans le film d'encre et la résistivité augmente (Fig. III-7b).
- Les capteurs optiques : ils sont composés d'une fibre qui contrairement aux fibres optiques usuelles, est conçue pour maximiser les pertes lorsque la courbure augmente. Pour cela, les propriétés réfléchissantes de la fibre sont dégradées sur un côté (Fig. III-7a). Ce capteur permet une mesure bidirectionnelle puisque les pertes augmentent lorsque la face dépolie est sur la face externe de la courbure et diminuent dans le cas opposé [Bilro *et al.*, 2011].
- Les capteurs de flexion à base de mousse, tissu ou tresse polymères sont en fait des capteurs de pression (Fig. III-7c). Composés de mousse ou de fibres conductrices, leur résistivité varie en fonction de leur taux de compression. Ainsi, lorsqu'ils sont convenablement agencés, ils peuvent être sensibles à la flexion [Freed, 2008].

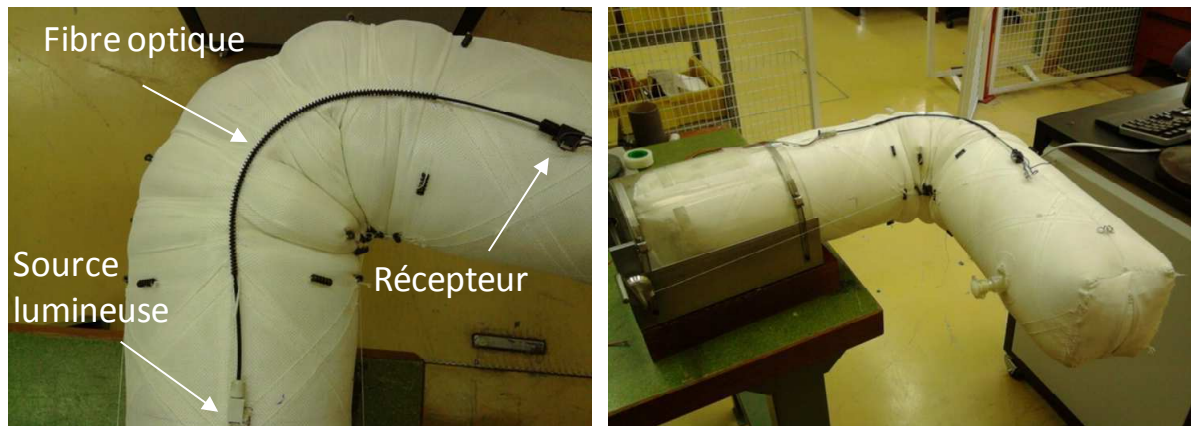


Fig. III-8: Capteur optique monté sur une articulation.

Une étude comparative [Dunne *et al.*, 2007] de ce type de capteurs montre que le capteur à fibre optique se démarque fortement des autres.

Elle met en évidence sa répétabilité, son adaptabilité à n'importe quelle taille et forme d'articulation, et son faible poids. C'est donc vers ce type de capteur que s'est orientée notre recherche. Une fibre a été dépolie d'un côté et adaptée à l'un des prototypes. La Fig. III-8 montre ce capteur monté sur la fibre neutre d'une articulation.

Dans un premier temps, la courbe caractéristique normalisée, (Fig. III-9) a été obtenue en plaçant la fibre sur des supports de courbures différentes et en mesurant la tension de sortie.

Dans un second temps, le capteur a été testé sur un prototype. La tension de sortie est mesurée pour des angles de flexion de l'articulation allant de -90° à $+90^\circ$ (Fig. III-10). Les résultats montrent une erreur de répétabilité de 1,5% sur les différents cycles de flexion. Cependant, les résultats sur le prototype ne sont pas corrélables avec la courbe caractéristique déterminée en Fig. III-9.

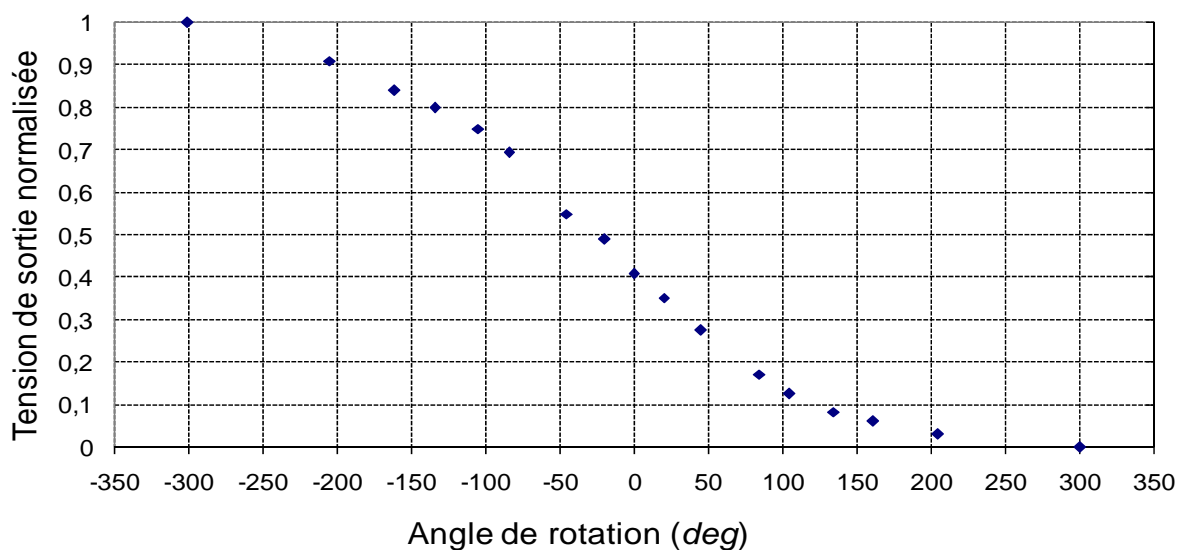


Fig. III-9: Courbe caractéristique du capteur optique

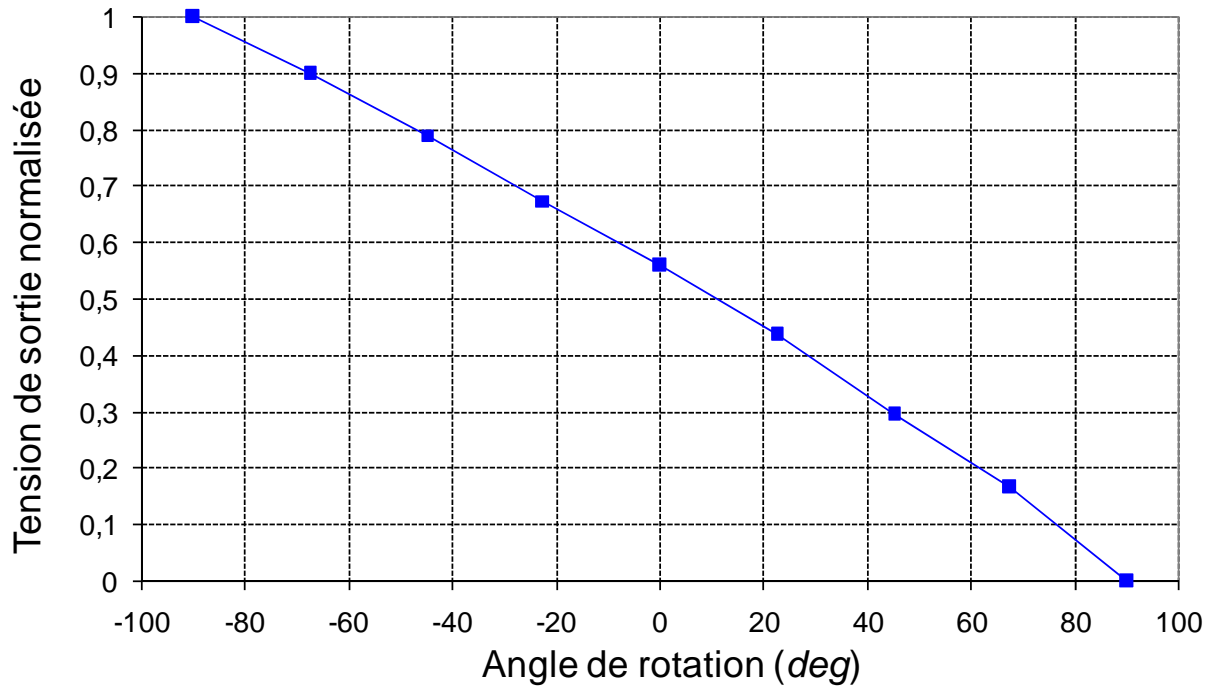


Fig. III-10: Tension de sortie normalisée du capteur place sur le prototype.

En effet, contrairement aux essais effectués sur des supports indépendants, il est difficile d'orienter correctement la face dépolie de la fibre sur le prototype, les pertes lumineuses ne sont donc pas les mêmes. Une meilleure maîtrise de l'orientation et du maintien de la fibre lors de la pose devront être recherchés.

Cette étude préliminaire montre néanmoins qu'il est possible de réaliser une mesure directe des angles de rotation en respectant les contraintes propres à la structure gonflable. Ce résultat confirme que notre structure gonflable articulée peut faire l'objet d'une application robotique.

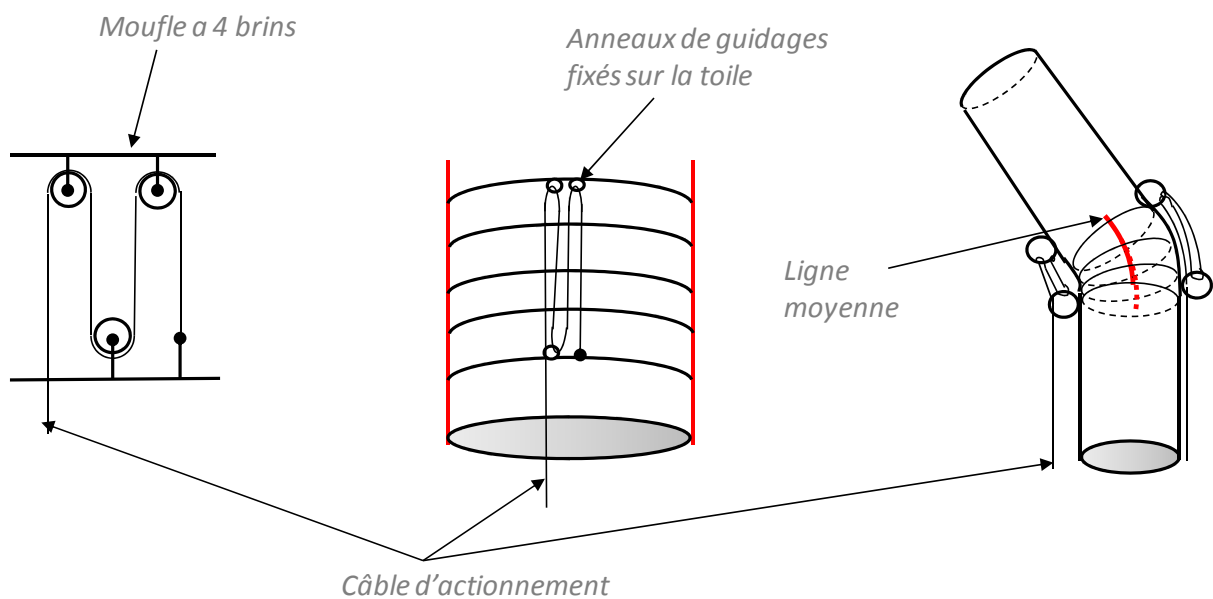


Fig. III-11 : Transmission à 1 moufle.

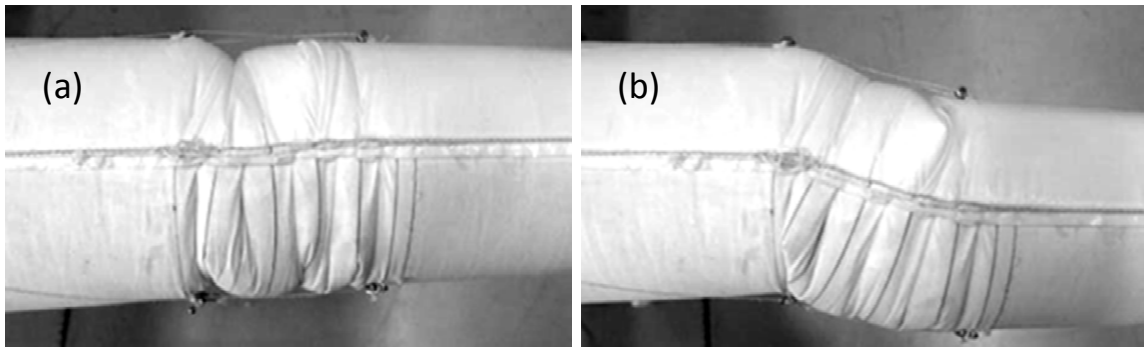


Fig. III-12. Articulation droite (a). Articulation présentant une dislocation (b).

III.4 Conception de la transmission à moufle

Un moufle correspond à la partie d'un câble actionneur qui transforme la tension en un mouvement de l'articulation. Ici, le câble doit produire un couple sur l'articulation à commander, il est donc placé le plus loin possible de la fibre neutre de manière à bénéficier d'un bras de levier maximal (Fig. III-11).

Il est aussi possible de démultiplier l'effort de traction en réalisant un moufle. Il suffit, pour cela, de faire une ou plusieurs boucles entre les deux extrémités de l'articulation.

La tension totale est donc égale à la somme des tensions dans chaque brin. Si l'on suppose que les câbles glissent sans frottement, la tension est la même dans chaque brin.

III.4.1 Contraintes

Un moufle à nb brins permet donc, dans un cas idéal sans frottement, de multiplier par n la force appliquée par le câble. Evidemment la longueur de câble à tirer pour fléchir l'articulation est aussi multipliée par nb . Cependant, la longueur du moufle ne détermine pas, à elle seule, la forme prise par l'articulation.

Selon le deuxième théorème de Guldin, le volume de l'articulation est égal à la longueur de sa ligne moyenne multipliée par la surface de la section droite. Donc, tant que la longueur de l'articulation reste constante, le rayon de courbure peut varier tout le long de l'articulation sans engendrer de variation de volume. C'est ce qui explique le phénomène de dislocation observé sur les prototypes (Fig. III-12) et sur les segments à déformation continue en général (voir § I.2.2.3). Il s'agit d'une forme complexe et irrégulière prise naturellement par l'articulation car elle conserve aussi le volume. La forme de l'articulation n'est donc pas complètement maîtrisable avec un moufle simple.

D'un point de vue plus cinématique, le problème vient du fait que chaque pli de l'articulation engendre un axe de rotation indépendant, chaque articulation a donc autant de degrés de liberté que de plis. Pour contrôler l'articulation il faut donc théoriquement autant de moufles que de plis de manière à commander leur ouverture indépendamment. Cela supposerait d'avoir un grand nombre d'actionneurs pour une seule articulation.

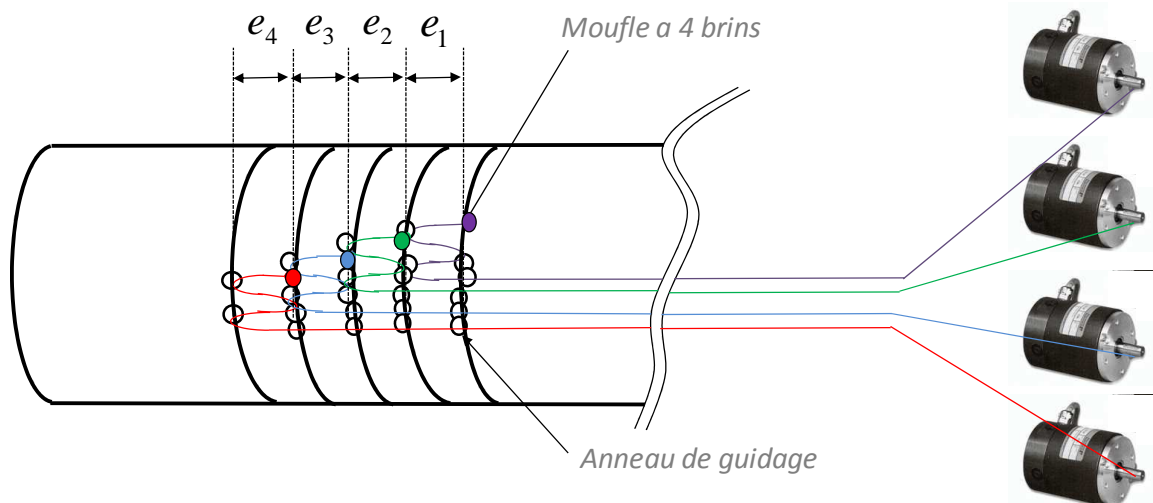


Fig. III-13. Transmission composée de 4 moufles à 4 brins chacun commandés indépendamment.

Toutefois, les actionneurs étant déportés, il n'y a pas de masse ajoutée au bras et cette solution reste en adéquation avec le cahier des charges. Pour réaliser la même fonction avec des actionneurs pneumatiques comme ceux de l'AntRoach [Otherlab] ou du Bionic Handling Assistant [Festo], il faudrait multiplier le nombre de gaines et de servovalves.

Cependant il est possible de maîtriser la cinématique d'une articulation sans augmenter le nombre d'actionneurs. C'est l'objet du paragraphe suivant.

III.4.2 Effecteur multi-moufle

Pour tenir compte des contraintes décrites précédemment, nous proposons un effecteur composé de plusieurs moufles qui permet de contrôler l'ouverture de tous les plis d'une articulation avec un seul actionneur.

Afin de simplifier la géométrie de l'articulation, nous proposons que l'actionnement la maintienne dans une forme torique et que les moufles soient régulièrement espacés. Ainsi, chaque moufle doit toujours être de la même longueur que son voisin. Pour que tous les moufles d'une articulation soient reliés à un seul actionneur, il faut que les câbles de chaque moufle soient reliés à un câble principal directement tendu par l'actionneur. Dès lors, il reste à déterminer le nombre de brins que doit compter chaque moufle pour satisfaire les conditions précédentes. Pour cela, considérons une articulation munie de deux effecteurs antagonistes identiques de n_m moufles chacun.

Les moufles sont numérotés de 1 à n_m de telle sorte que tous les câbles traversent le moufle 1. Soit nb_k le nombre de brins du moufle k , et e_k la longueur de ce moufle (Fig. III-13). Notons b_k la longueur de câble correspondant au moufle k inséré dans l'articulation. Chaque câble k traverse les $k - 1$ moufles précédents, et forme x_k brins dans son moufle. La longueur b_k est donc donnée par :

$$b_k = nb_k e_k + \sum_{i=1}^{i=k-1} e_i \quad (\text{III-12})$$

nb_k et nb_{k+1} sont donnés par :

$$nb_k = \frac{b_k - \sum_{i=1}^{i=k-1} e_i}{e_k}; \quad nb_{k+1} = \frac{b_{k+1} - \sum_{i=1}^{i=k} e_i}{e_{k+1}} \quad (\text{III-13})$$

Une formule de récurrence peut être déduite de (III-13) et (III-12) :

$$nb_{k+1} = \frac{e_k}{e_{k+1}} (nb_k - 1) + \frac{b_{k+1}}{e_{k+1}} - \frac{b_k}{e_k} \quad (\text{III-14})$$

Garder une forme torique suppose que tous les moufles aient en permanence une ouverture égale à ε , soit :

$$\forall k, e_k = \varepsilon \quad (\text{III-15})$$

Ici, ε est la longueur commune de tous les moufles d'un même effecteur. La formule (III-15) devient ainsi:

$$nb_{k+1} = nb_k - 1 + \frac{b_{k+1} - b_k}{\varepsilon} \quad (\text{III-16})$$

Pour pouvoir lier tous les câbles ensemble à un câble principal, il faut également que b_k soit la même pour tout k ce qui rajoute la condition (III-17) suivante :

$$\forall k, b_{k+1} = b_k \quad (\text{III-17})$$

Dans ce cas, la condition sur le nombre de brins par moufle se simplifie à l'expression (III-18).

$$\forall k, nb_{k+1} = nb_k - 1 \quad (\text{III-18})$$

En conclusion, pour que l'articulation garde une forme torique tout en étant commandée par un seul actionneur et une transmission à n_m moufles, il faut que chaque moufle compte un brin de moins que le précédent (Fig. III-14). Ce système a été testé sur une articulation (Fig. III-15a) et les essais montrent que les valeurs e_k sont effectivement les mêmes avec une erreur relative maximale de 8% et correspondent aux valeurs théoriques (Fig. III-15b).

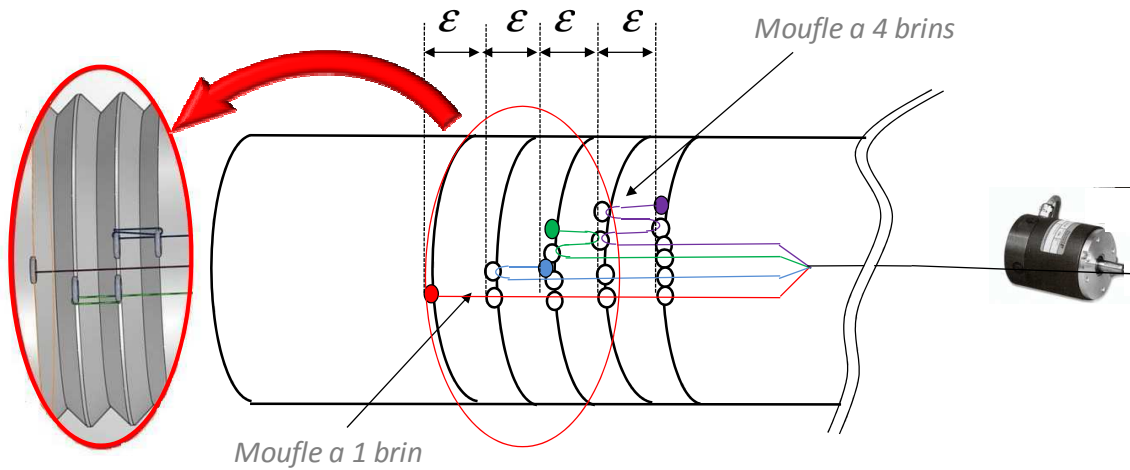


Fig. III-14. Transmission à moufles respectant la règle (III-18) commandée par un seul actionneur.

III.4.3 Validation numérique

Il a été supposé nécessaire, pour commander les effecteurs et éviter les dislocations, de réaliser des effecteurs comptant autant de moufles que de plis de l'articulation.

Cependant, si une articulation compte beaucoup de plis, le nombre de brins minimum dans le premier moufle peut devenir problématique compte tenu des frottements pour ne tenir compte que de l'action des moufles.

Nous avons donc eu recours aux simulations numériques EF pour vérifier s'il était vraiment nécessaire d'avoir autant de moufles que de plis.

La simulation numérique a été conduite en plaçant un prototype virtuel dans une position propice aux dislocations : il est chargé perpendiculairement à son axe de rotation et la dislocation est mesurée en suivant cette même direction (Fig. III-16). L'articulation est constituée de 18 plis. Les moufles sont modélisés par des ressorts dont les raideurs dépendent du nombre de brins. Les charges employées sont de 250 et 500 N. Les frottements ne sont pas pris en compte dans ces simulations.

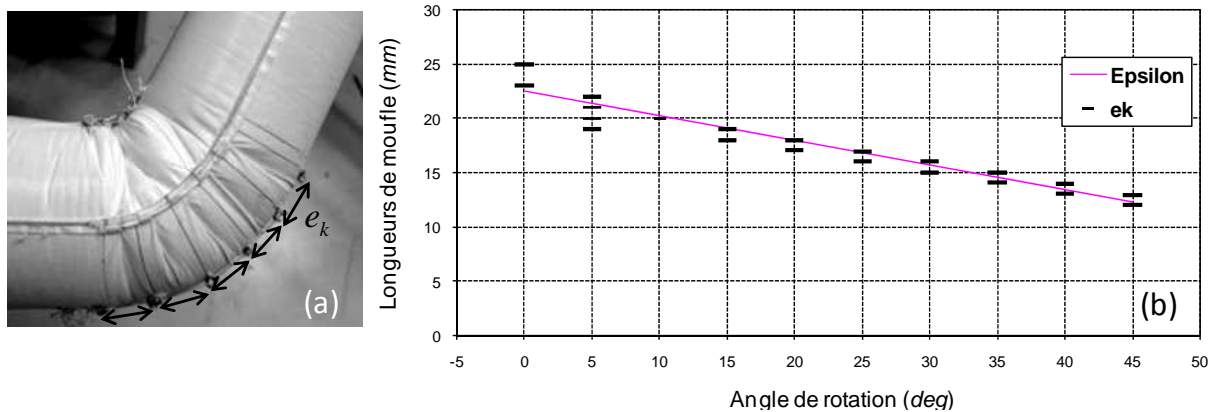


Fig. III-15. Articulation fléchie par un effecteur multi-moufle (a). Valeurs expérimentales et théoriques des écarts en fonction de l'angle de fléchissement (b).

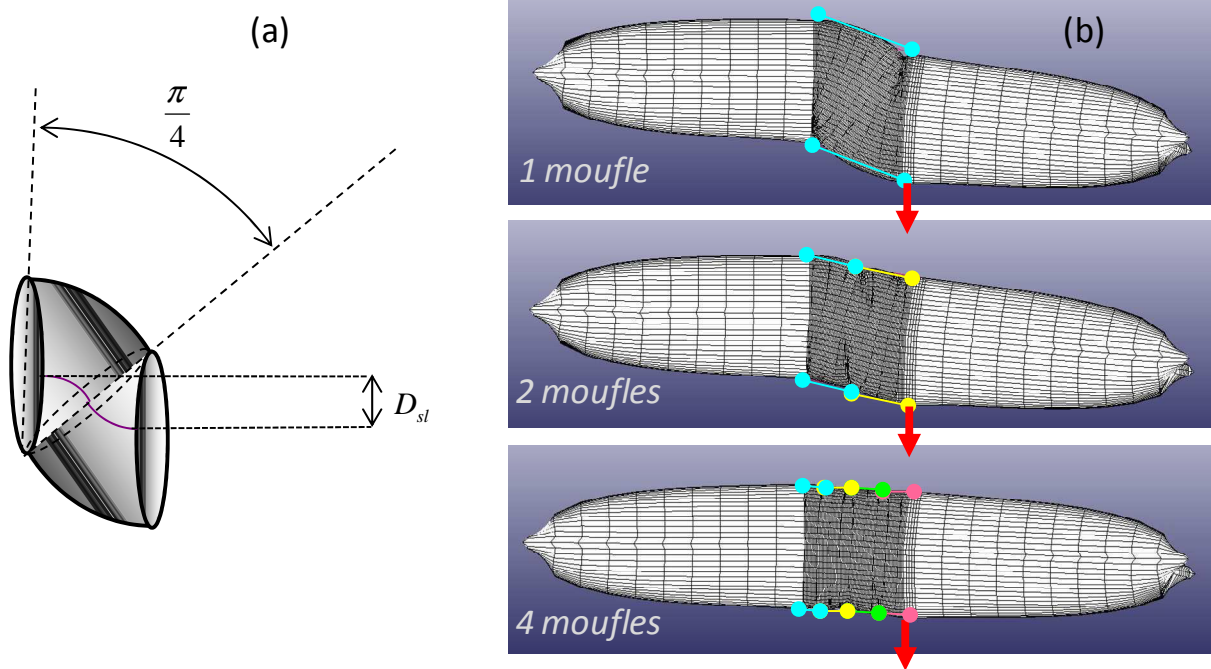


Fig. III-16 : Schéma d'une dislocation(a). Suivant le nombre de moufles, les articulations résistent plus ou moins aux dislocations (b).

La dislocation relative est calculée par le rapport entre le déplacement latéral simulé de l'articulation sur son déplacement maximal.

Cette dislocation géométrique maximale D_{slmax} est calculée avec (III-19) en choisissant des rayons de courbure minimaux (voir Fig. III-16).

$$D_{slmax} = 2R \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) = R\sqrt{2} \quad (\text{III-19})$$

Les résultats (Fig. III-17) montrent qu'au-delà de 4 moufles les bénéfices à augmenter le nombre de moufles sont marginaux.

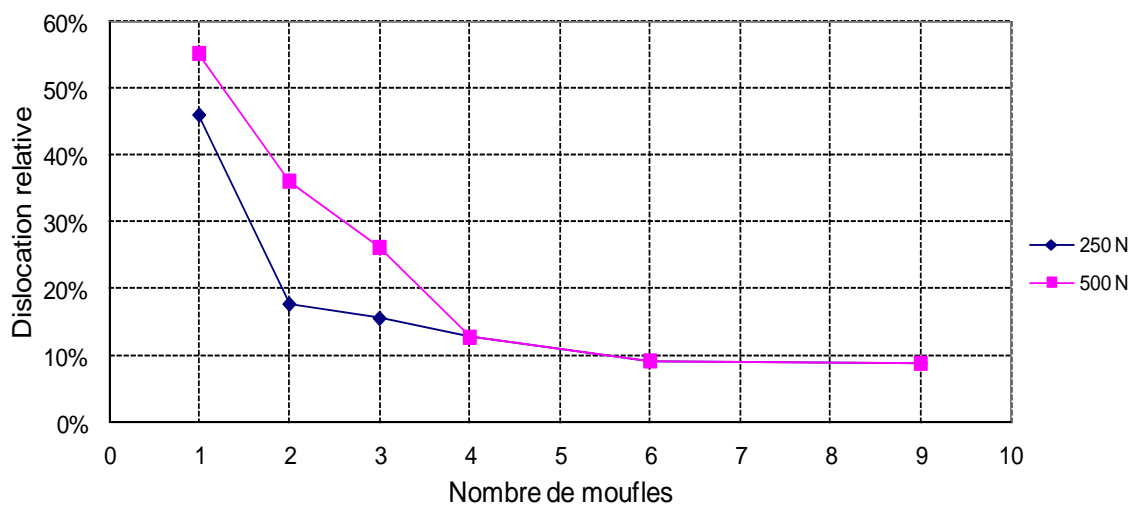


Fig. III-17 : Au delà de 4 moufles l'amélioration de la tenue à la dislocation est peu notable.

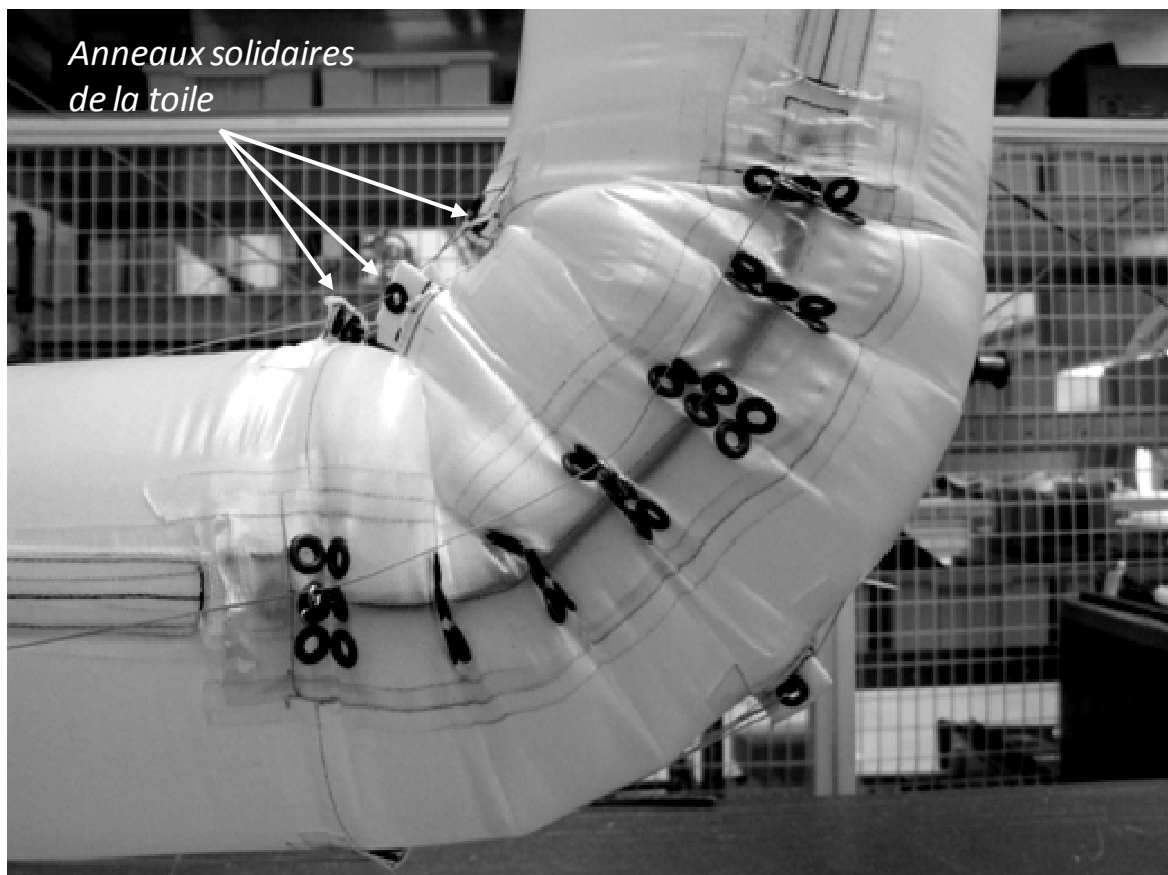


Fig. III-18 : Système d'actionnement a moufle externe.

Il est donc possible de se contenter d'un nombre restreint de mofles pour empêcher les dislocations.

Ainsi l'actionnement conçu permet de contrôler les articulations d'un point de vue global en imposant un angle de flexion, mais aussi plus précisément, il garantit que l'articulation tend à conserver une forme torique et à résister aux dislocations avec un nombre optimal de 4 mofles.

Cependant, ce système n'annule pas complètement les dislocations, car pour les efforts utilisés ici, la dislocation minimale atteinte est de 10%.

III.4.4 Réalisation pratique

III.4.4.1 Actionnement externe

Dans un souci de praticité, l'actionnement a été testé, dans un premier temps, à l'extérieur du bras. Cela permet d'avoir accès aux câbles n'importe quand, même après que le robot soit gonflé. Pour réaliser les mofles, les câbles passent dans des anneaux solidaires de la toile. La difficulté étant de fixer ces anneaux lorsque la toile enduite interdit la couture. Les anneaux sont alors fixés à une toile enduite elle même soudée à la toile principale (Fig. III-18).

III.4.4.2 Actionnement interne

L'actionnement interne consiste à faire passer les câbles à l'intérieur du bras de manière à éviter tout accrochage avec l'environnement extérieur. Si les actionneurs sont à l'extérieur du bras il faut prévoir des passages étanches pour les câbles. Une solution plus avantageuse consiste à placer également les moteurs à l'intérieur de l'enceinte sous pression. La sortie pour l'alimentation électrique étant plus facile à étanchéifier compte tenu de son état statique. Les mêmes techniques d'accrochage des anneaux sont envisageables pour un actionnement interne mais l'efficacité de ce système reste à démontrer.

III.5 Conclusion

Ce chapitre présente une conception originale d'un actionnement pour un robot gonflable à fort élanement. Une étude bibliographique nous a montré que ce type d'actionnement n'a jamais été développé auparavant. En effet, les actionnements existants sur les autres types de robots gonflables tels que les actionneurs pneumatiques sont mal adaptés pour ce type de robots puisqu'ils supposent un grand nombre de gaines sous pression et de servovalves qui alourdissent le bras. Un actionnement à câbles étant particulièrement adapté pour limiter les masses en mouvement, il a été choisi pour assurer les transmissions des efforts. Le découplage par chemin de longueur constante est utilisé et afin d'imposer un angle de fléchissement tout en maintenant l'articulation dans une forme connue, un système constitué de plusieurs moufles respectant une architecture particulière a été développé. L'actionnement externe a été testé sur un prototype avec succès et optimisé en simulation. Cependant, l'actionnement interne nécessite de disposer de moteurs dans un bâti étanche et n'a pu être validé jusqu'à présent. A l'avenir, il est envisageable de remplacer l'actionnement à câble par des systèmes plus intégrés comme des actionneurs à mémoire de forme par exemple, mais alors se poseront d'autres problèmes comme la sensibilité à la température ou encore la pré-tension des actionneurs.

Chapitre IV

Modélisation en vue de la commande

La commande d'un robot tel que décrit dans les chapitres précédents pose de nombreux problèmes. La géométrie hautement non linéaire des articulations, leur flexibilité ainsi que les frottements inhérents au système de transmission rendent la prédiction des paramètres de commande très difficile. Ce chapitre propose, en vue de la commande, un modèle géométrique validé grâce à des simulations éléments finis sur un bras à deux articulations, un modèle cinématique, et un modèle de simulation des déformations de gravité pour la commande. Ce dernier est validé expérimentalement sur un prototype. Enfin le travail restant pour aboutir à une commande efficace d'un robot gonflable à fort élan est présenté.

IV.1 Introduction	82
IV.2 Modélisation du bras	83
IV.2.1 Modèle géométrique.....	83
IV.2.2 Modèle cinématique	89
IV.2.3 Modèle de simulation pour la commande	90
IV.3 Analyse et perspectives	94
IV.3.1 Inversion des modèles	94
IV.3.2 Modèle de transmission.....	95
IV.3.3 Traitement des flexibilités	97
IV.4 Conclusion	97

IV.1 Introduction

Le système à commander peut se décomposer en deux sous systèmes. D'une part le bras gonflable, et d'autre part un système d'actionnement. Le bras est composé de n articulations dont les déformations sous charge ont été modélisée au § II.2.3. Chaque articulation peut être commandée par un unique moteur et un système de transmission à moufle qui garantit la cinématique de l'articulation (§ III.4.2). Dans une première approche, pour éviter les problèmes dynamiques complexes, et parce que les applications envisagées le justifient, nous développerons une commande qui aura pour but de faire suivre à l'extrémité du bras portant l'organe d'inspection, une trajectoire X_c dans l'espace cartésien suivant une vitesse « faible » imposée \dot{X}_c . Deux modèles sont alors nécessaires : un modèle géométrique inverse (MGI) et un modèle cinétique inverse (MCI) pour calculer les positions et vitesses angulaires voulues q_v et \dot{q}_v . A partir de ces informations et en y associant les caractéristiques inertielles des corps ainsi que les efforts internes et externes, le modèle de transmission (MT) calcule les couples, positions et vitesses moteur, respectivement Γ (introduits au § III.3.1), θ_m et ω_m . Un contrôleur bas niveau (CBN) génère alors les commandes en tension et en courant U_m et I_m des moteurs envoyées au système réel S. La commande en boucle ouverte du système réel peut alors être représentée par la Fig. IV-1.

Cependant, la structure du robot et de son actionnement pose plusieurs problèmes pour la commande :

- Premièrement la flexibilité des articulations entrainera sous charge des écarts importants entre les positions de consigne et de sortie avec un comportement oscillatoire.
- Deuxièmement, la cinématique hautement non-linéaire des articulations complexifie l'inversion des modèles cinématiques et géométriques.
- Troisièmement l'estimation des couples moteurs se heurte à la présence de frottements secs dans la transmission, et à l'hystérésis des articulations (voir §.II.2.1).

Toutes ces incertitudes limiteraient fortement les performances d'une commande basée sur un modèle dynamique inverse. Pour ce type de problème, les commandes robustes, de type Lyapunov ou H_∞ [Gutman, 1979; Corless & Leitmann, 1981; Yeon *et al.*, 2008] par exemple ont été développées.

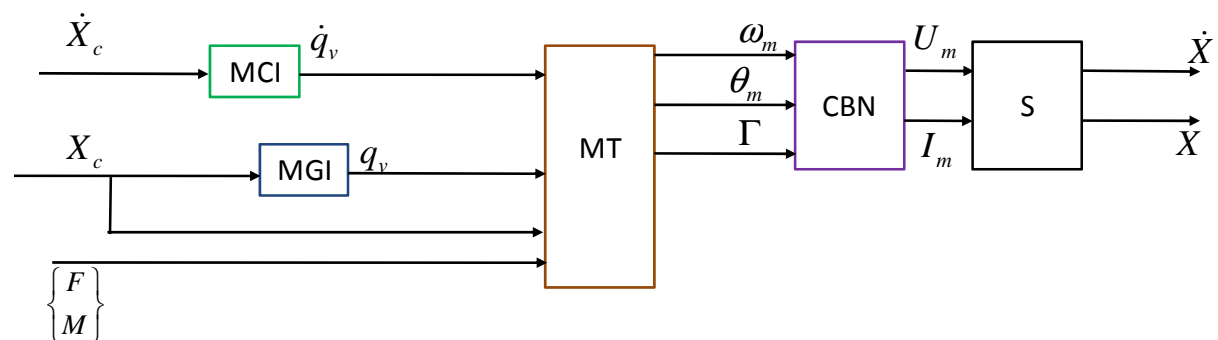


Fig. IV-1 : Schéma de commande en boucle ouverte du système réel

Dans ce chapitre nous décrivons les modèles essentiels et posons les bases de la synthèse d'une loi de commande d'un robot gonflable à n degrés de liberté.

IV.2 Modélisation du bras

Dans cette partie nous présentons les modèles géométriques et cinématiques directs ainsi qu'un modèle de simulation rapide rendant compte des déformations sous charge pour tester la commande. L'inversion des deux premiers sera discutée dans la suite.

IV.2.1 Modèle géométrique

Dans le cas d'un robot sériel classique comme l'AIA [Gargiuloa *et al.*, 2009], la modélisation géométrique est systématique grâce au formalisme de Denavit et Hartenberg [Khalil & Dombre, 1999]. Celui-ci permet de constituer un modèle complet lorsque les articulations sont des liaisons cinématiques élémentaires, ce qui n'est pas le cas du robot gonflable dont les articulations se déforment continument suivant un arc de cercle. Des modèles géométriques spécifiques aux robots à déformation continue sont proposés dans la littérature mais ils traitent de segments à deux degrés de liberté en flexion et éventuellement un en extension (I.2.2.2). Dans les paragraphes qui suivent nous proposons donc une nouvelle décomposition des articulations à l'aide de trois liaisons élémentaires et établissons le modèle géométrique d'un robot gonflable à n degrés de liberté.

IV.2.1.1 Géométrie d'une articulation

La géométrie d'une articulation est caractérisée par la déformation d'une ligne de longueur constante. Grâce au système de transmission à moufles présenté au paragraphe III.4.2, il est possible de faire l'hypothèse que la courbure est constante sur toute l'articulation. Ainsi, pour connaître la position des extrémités de la ligne moyenne, il faut déterminer la distance entre le centre instantané de rotation O et les extrémités de l'articulation A_1 et A_2 (voir Fig. IV-2).

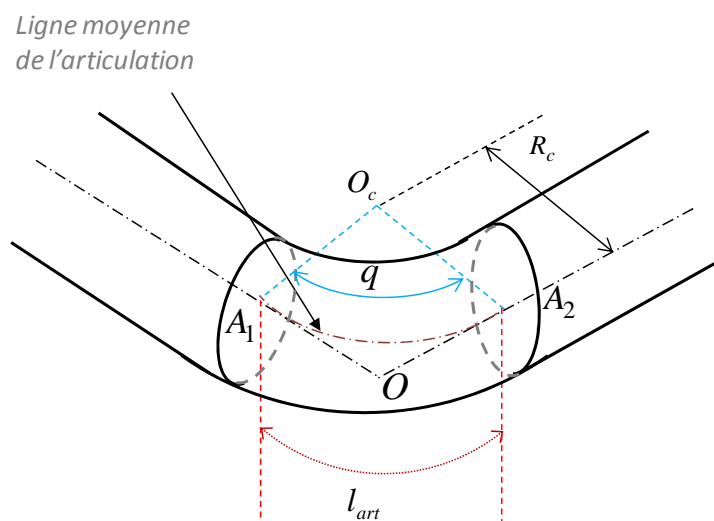


Fig. IV-2 : Géométrie d'une articulation et paramètres associés.

La symétrie du système par rapport à l'axe OO_c indique qu' $OA_1 = OA_2$. De plus dans le triangle (OO_cA_2) :

$$\tan\left(\frac{q}{2}\right) = \frac{OA_2}{R_c} \quad (IV-1)$$

Avec :

$$R_c = \frac{l_{art}}{q} \quad (IV-2)$$

D'où :

$$OA_2 = \frac{l_{art} \tan\left(\frac{q}{2}\right)}{q} \quad (IV-3)$$

La relation (IV-3) représente le couplage entre la position du segment et l'angle de rotation. Cette relation est ce qui distingue notre articulation gonflable d'une liaison pivot pour laquelle la relation (IV-3) deviendrait

$$OA_{2pivot} = \frac{l_{art}}{2} \quad (IV-4)$$

Calculons alors l'écart E_r entre la position du segment pour une articulation gonflée et une liaison pivot :

$$E_r = OA_2 - OA_{2pivot} = \frac{l_{art}}{2} \left(\tan\left(\frac{q}{2}\right) - 1 \right) \quad (IV-5)$$

D'après (II-8)

$$E_r = \frac{Rq_{max}}{2} \left(\tan\left(\frac{q_{max}}{2}\right) - 1 \right) \quad (IV-6)$$

Donc pour un robot à n articulations fléchissant à 90° , tous calculs fait, l'erreur cumulée serait approximativement de $\frac{nR}{2}$.

Pour approximer les articulations gonflables par des pivots dans le modèle géométrique, il faut admettre des erreurs d'estimations de positions de l'ordre du rayon du cylindre à partir de 2 articulations.

Pour des applications où une précision plus importante est demandée nous détaillons dans la suite le modèle géométrique d'un robot à n degrés de liberté comportant des articulations gonflables.

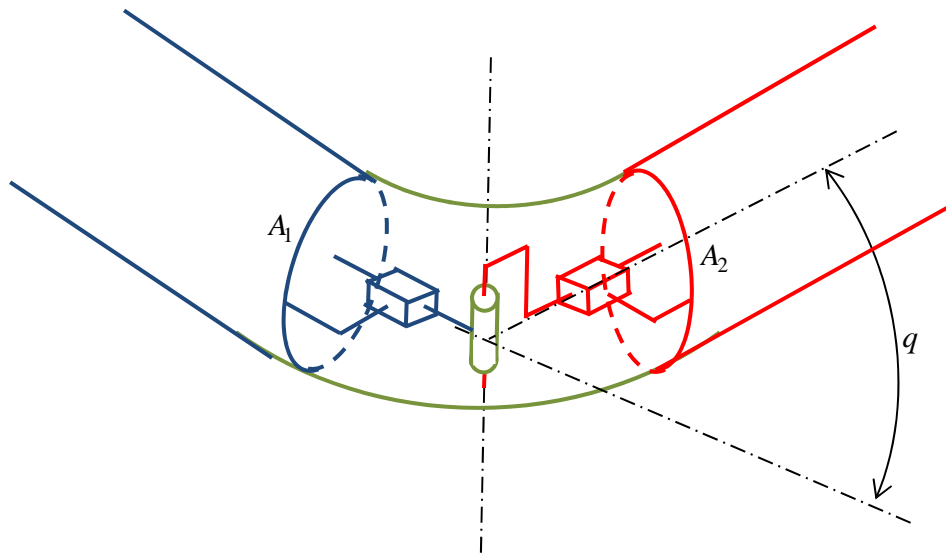


Fig. IV-3 : Modèle cinématique équivalent pour une articulation gonflable actionnée.

IV.2.1.2 Représentation cinématique d'une articulation

La cinématique d'une articulation à déformation continue peut être représentées par deux liaisons pivot et une liaison glissière [Jones & Walker, 2006], ou, comme nous le proposons à la Fig. IV-3 dans le cas de notre robot gonflable, par une liaison pivot et deux liaisons glissières et la relation de couplage (IV-3) imposée par l'actionnement à câbles.

Cette représentation présente l'avantage de faire apparaître un seul axe de rotation virtuel alors que l'articulation réelle n'en possède pas.

Le modèle géométrique peut alors être déduit de la représentation cinématique d'un robot gonflable à n degrés de liberté (Fig. IV-4).

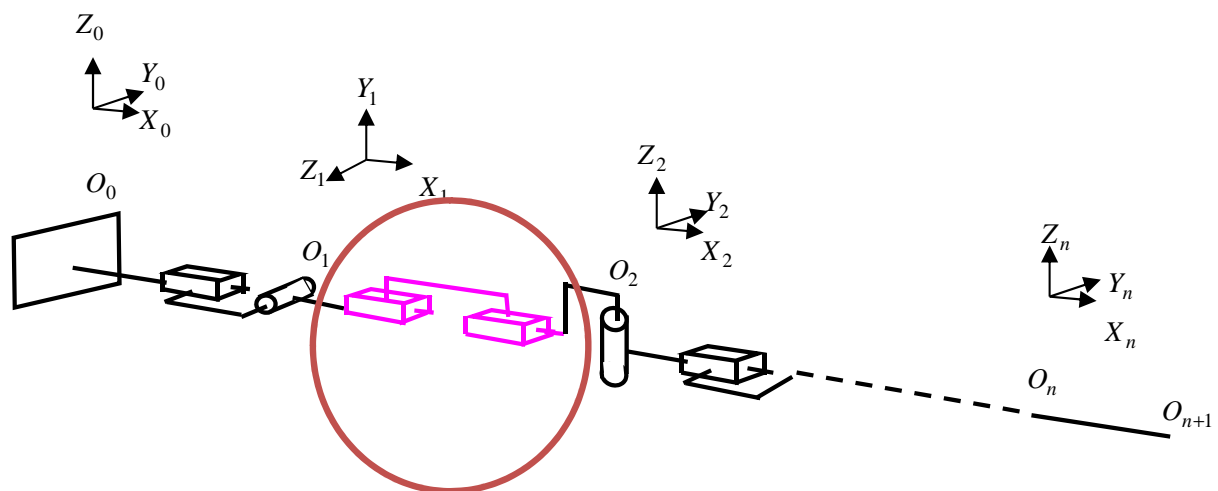


Fig. IV-4 : Schéma cinématique d'un bras gonflé.

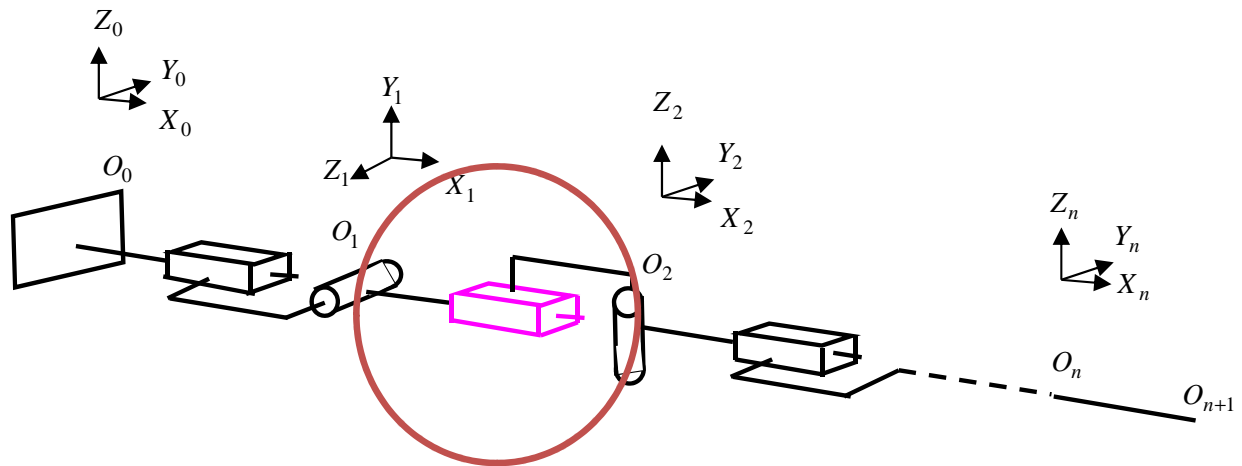


Fig. IV-5 : Schéma cinématique simplifié d'un bras gonflé

IV.2.1.3 Modèle géométrique direct d'un robot gonflable à n degrés de liberté

Le modèle illustré en Fig. IV-4 fait apparaître deux liaisons colinéaires qu'il est possible de regrouper en une seule (Fig. IV-5). Des repères peuvent donc être associés à chaque liaison pivot suivant le formalisme de Denavit et Hartenberg.

La base k étant associée à la k -ième liaison pivot, le modèle géométrique a pour but de donner les coordonnées de chaque point du robot dans la base O_0 en fonction de ses coordonnées dans la base k (voir Fig. IV-6).

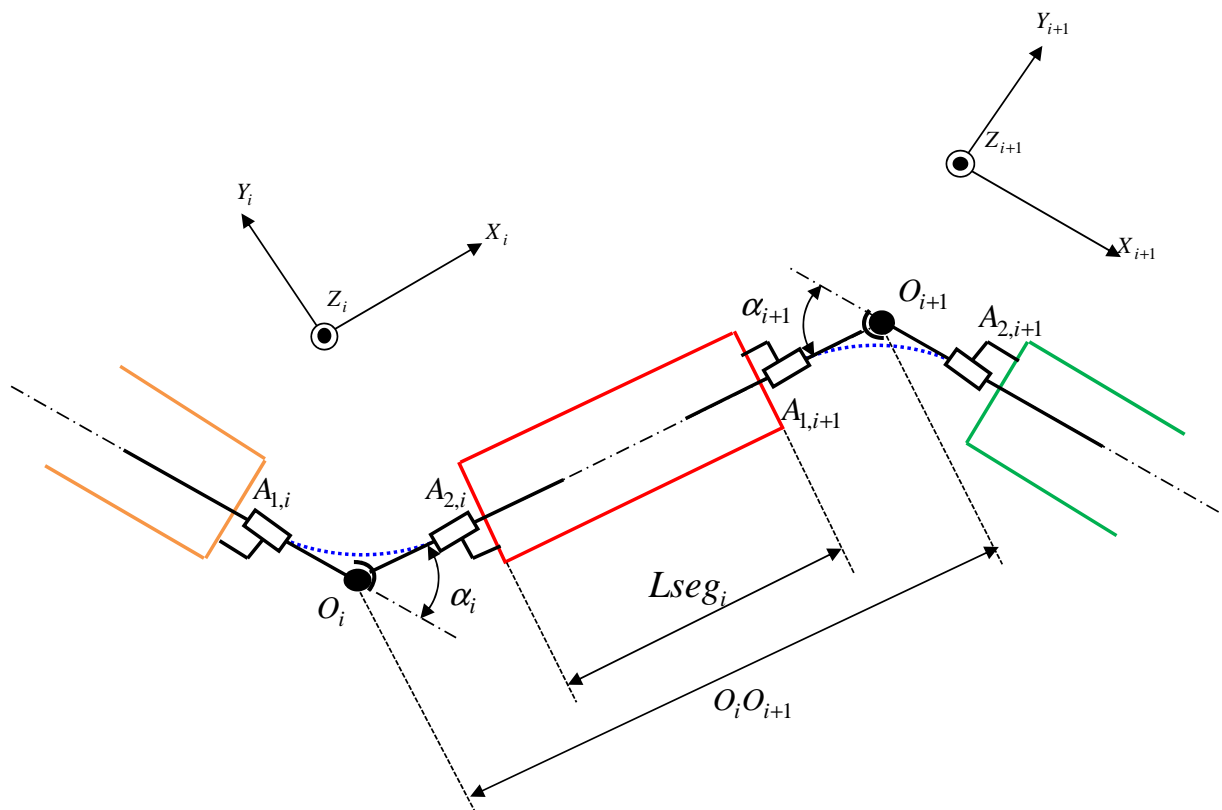


Fig. IV-6 : Paramètres liés à deux articulations consécutives.

Pour tout point X lié au k -ième segment, l'égalité vectorielle suivante est vérifiée.

$$\overrightarrow{O_0X} = \sum_{i=0}^{i=k-1} \overrightarrow{O_iO_{i+1}} + \overrightarrow{O_kX} \quad (\text{IV-7})$$

Pour exprimer $\overrightarrow{O_iO_{i+1}}$ et $\overrightarrow{O_kX}$ dans la base (O_0, X_0, Y_0, Z_0) , il faut définir les matrices de passage de la base k à la base 0.

Si $M_{j+1 \rightarrow j}$ est la matrice de passage de la base $j + 1$ à la base j , la matrice de passage de la base i à la base 0 est donnée par :

$$M_{i \rightarrow 0} = \prod_{j=0}^{j=i-1} M_{j+1 \rightarrow j} \quad (\text{IV-8})$$

En utilisant les matrices de transformation homogènes, l'équation (IV-7) devient :

$$(\overrightarrow{O_0X})_{(0)} = \prod_{i=0}^{i=k-1} \begin{bmatrix} M_{i+1 \rightarrow i} & \overrightarrow{O_iO_{i+1}} \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_3 & \overrightarrow{O_kX} \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{IV-9})$$

Avec I_3 la matrice identité 3x3. Chaque matrice de changement de base est obtenue en multipliant la matrice de rotation due à la rotation d'angle q_i autour de z_i (rotation actionnée), à la matrice de rotation d'angle γ_i due à la rotation autour de l'axe x_i (rotation structurelle), *i.e.* :

$$M_{i+1 \rightarrow i} = \begin{pmatrix} \cos(q_i) & -\sin(q_i) & 0 \\ \sin(q_i) & \cos(q_i) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\gamma_i) & -\sin(\gamma_i) \\ 0 & \sin(\gamma_i) & \cos(\gamma_i) \end{pmatrix} \quad (\text{IV-10})$$

Le vecteur $\overrightarrow{O_iO_{i+1}}$ s'exprime aisément dans la base i par :

$$\overrightarrow{O_iO_{i+1}} = (O_iA_{2,i} + Lseg_{i+1} + O_{i+1}A_{2,i+1})\vec{x}_i \quad (\text{IV-11})$$

avec $Lseg_{i+1}$ la longueur du segment $i + 1$. En tenant compte de l'équation de couplage (IV-3), pour tout i entre 0 et $n - 1$ et $q_i \neq 0$, la relation (IV-11) devient :

$$\overrightarrow{O_iO_{i+1}} = \left[\frac{l_{art,i} \tan\left(\frac{\alpha_i}{2}\right)}{\alpha_i} + Lseg_{i+1} + \frac{l_{art,i+1} \tan\left(\frac{\alpha_{i+1}}{2}\right)}{\alpha_{i+1}} \right] \vec{x}_i \quad (\text{IV-12})$$

Le modèle géométrique est ainsi complètement défini pour tout point X lié au robot par les relations (IV-9), (IV-10) et (IV-12).

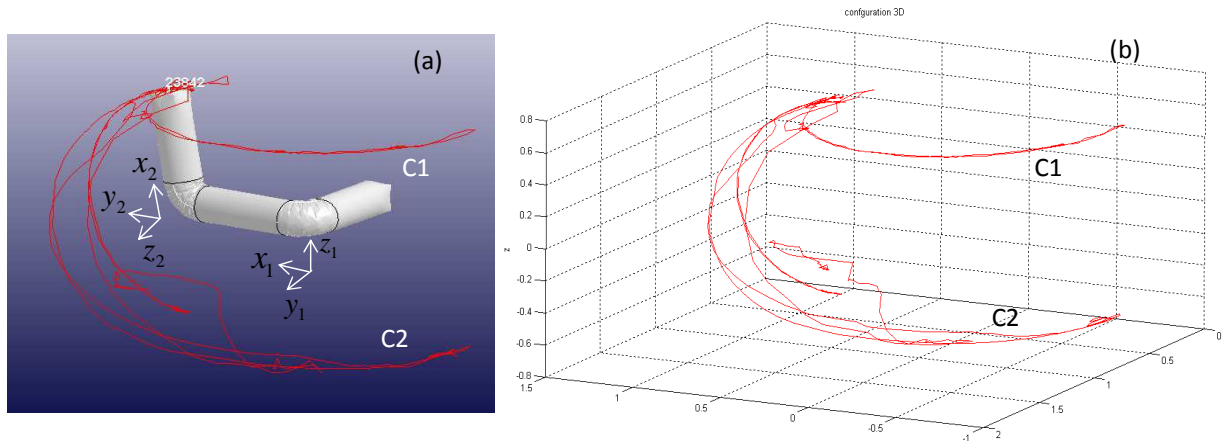


Fig. IV-7 : Trajectoire de l'extrémité libre en simulation EF (a) et avec le modèle géométrique (b).

Une simulation EF portant sur un bras comportant 2 articulations d'axes orthogonaux a permis de tester ce modèle géométrique. La trajectoire de l'extrémité du segment libre est enregistrée alors que l'articulation 1 est fléchie seule (courbe C1 Fig. IV-7), puis que les deux articulations sont fléchies simultanément plusieurs fois (courbe C2 Fig. IV-7).

Les angles de flexion des articulations sont en suite utilisés comme donnés d'entrée du modèle géométrique. La Fig. IV-7 compare les résultats obtenus avec la simulation EF et avec le modèle géométrique. La faible erreur relative commise par le modèle géométrique (Fig. IV-8) montre qu'il prédit très précisément la position de l'extrémité du bras. Cependant, des pics d'erreur apparaissent lorsque les angles de rotation passent par 0. Ces écarts sont dus au fait que le modèle EF permet l'apparition de dislocation (voir § III.4.3) alors que dans le modèle géométrique nous supposons que la courbure est constante. Ces écarts ne disqualifient donc pas le modèle géométrique puisque le robot est destiné à être équipé d'un système d'actionnement à moulins maintenant une courbure constante (§ III.4.2).

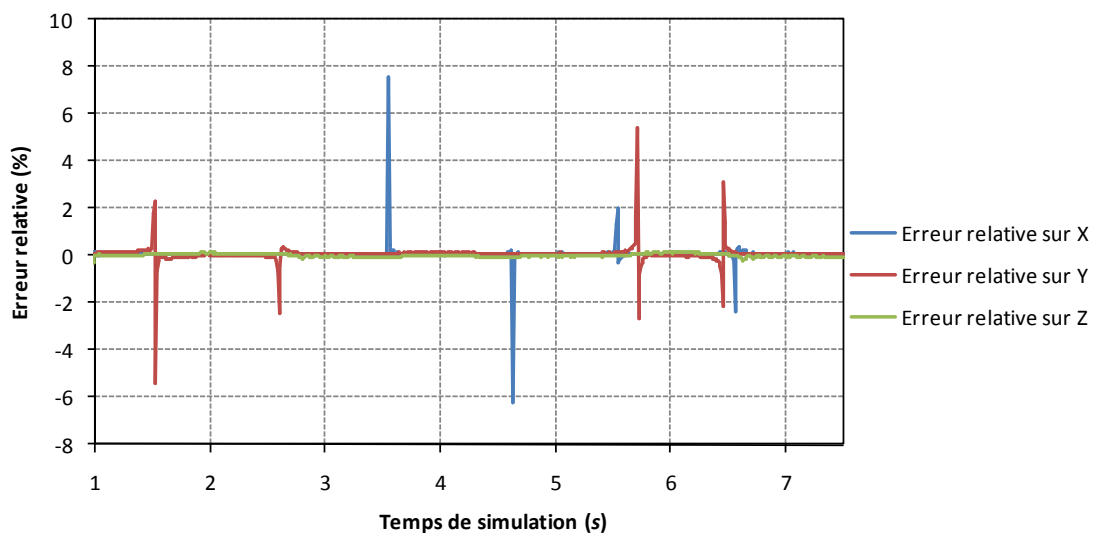


Fig. IV-8 : Erreur relative entre le modèle géométrique et la simulation.

IV.2.2 Modèle cinématique

Pour tout k entre 0 et n , le torseur cinématique lié au segment k est donné par (IV-13).

$$\left\{ \begin{array}{c} v(O_k) \\ \Omega_k \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{c} \sum_{i=0}^k \left[\frac{dO_i O_{i+1}}{dt} \vec{x}_i + (\vec{z}_i \times \overrightarrow{O_i O_k}) \frac{dq_i}{dt} \right] \\ \sum_{i=0}^k \frac{dq_i}{dt} \vec{z}_i \end{array} \right\} \quad (\text{IV-13})$$

Les translations et les rotations étant couplées, il est possible de déterminer la vitesse de n'importe quel point du robot uniquement en fonction des vitesses angulaires des articulations. Pour cela, il faut définir la matrice Jacobienne, J , du robot. En effet, le torseur cinématique est donné en fonction de J par :

$$\left\{ \begin{array}{c} v(O_k) \\ \Omega_k \end{array} \right\} = J \dot{q} \quad \text{avec} \quad \dot{q} = \begin{bmatrix} \frac{dq_1}{dt} \\ \frac{dq_2}{dt} \\ \vdots \\ \frac{dq_n}{dt} \end{bmatrix} \quad (\text{IV-14})$$

Pour identifier J à l'aide de l'équation (IV-14), il faut lier $\frac{dO_i O_{i+1}}{dt}$ aux vitesses articulaires ; ce résultat s'obtient en dérivant (IV-12) dans la base i et en remplaçant avec (IV-3), *i.e.* :

$$\frac{dO_i O_{i+1}}{dt} = \frac{dO_i O A_{1,i}}{dt} + \frac{dO_i O A_{2,i}}{dt} = \frac{l_{art,i}}{2} \left(\frac{d\alpha_i}{dt} F(q_i) \right) + \frac{l_{art,i+1}}{2} \left(\frac{d\alpha_{i+1}}{dt} F(q_{i+1}) \right) \quad (\text{IV-15})$$

En posant maintenant :

$$H(q) = \frac{2}{q^2} \frac{(q - \sin(q))}{(1 + \cos(q))}, \quad (\text{IV-16})$$

la i -ème colonne de la matrice J s'écrit :

$$\{J_i\} = \left\{ \begin{array}{c} \vec{z}_i \times \overrightarrow{O_i O_{n+1}} + \frac{l_{art,i}}{2} (H(q_i) \vec{x}_{i-1} + H(q_i) \vec{x}_i) \\ \vec{z}_i \end{array} \right\} \quad (\text{IV-17})$$

Les vitesses du robot peuvent donc être calculées à l'aide de (IV-14), (IV-16) et (IV-17)

Dans ce paragraphe, nous avons proposé un modèle géométrique et cinématique du bras gonflable par une approche qui suppose l'existence d'un actionnement qui couple les degrés de liberté des articulations.

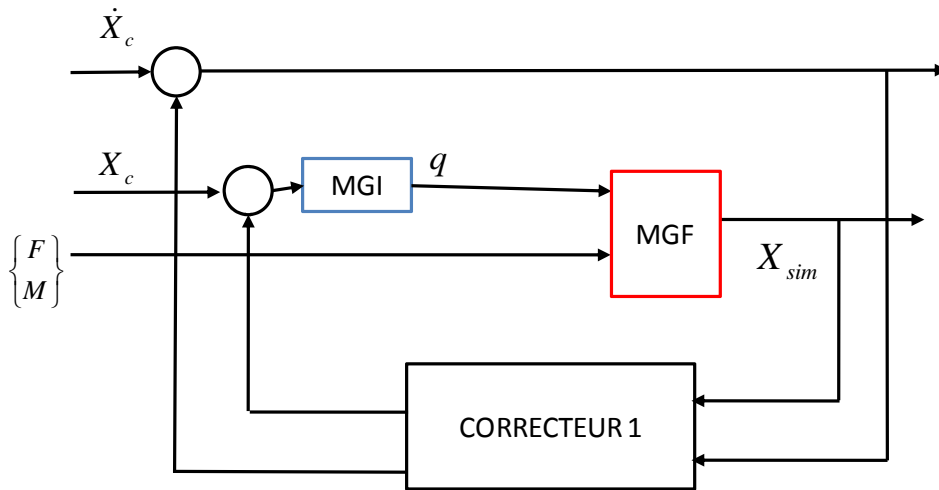


Fig. IV-9 : Mise en œuvre du modèle de simulation pour la commande

IV.2.3 Modèle de simulation pour la commande

Lors de la synthèse de la commande il sera nécessaire de pouvoir tester ses performances en simulation avant de la mettre en œuvre sur un robot réel.

Le modèle de simulation MGF du bras doit donc estimer la position X_s de l'organe terminal en fonction des positions articulaires et du chargement avec un temps de calcul bien inférieur à celui des simulations EF. Ce modèle est donc simplement un modèle géométrique qui intègre un modèle de déformation des articulations.

Au § II.2.3 est présentée une modélisation analytique d'une articulation et de ses déformations sous charge. Cependant, celle-ci ne prend pas en compte l'action des câbles d'actionnements. Pour pouvoir être étendue à un modèle de simulation pour la commande, elle doit aussi rendre compte des déformations d'une articulation courbée. L'approche multi-corps est particulièrement adaptée à ce problème; elle consiste à décomposer un système complexe en un assemblage d'éléments dont le comportement mécanique est connu [Breukels & Ockels, 2008]. Ainsi une articulation courbée peut être représentée par un ensemble d'articulations droites, plus courtes, et orientées les unes par rapport aux autres en fonction de l'angle de courbure. Cependant, pour s'appliquer à une articulation actionnée, le modèle présenté au § II.2.3 est réécrit en prenant en compte les déformations des câbles d'actionnement.

IV.2.3.1 Définition d'un volume élémentaire d'articulation

Un volume élémentaire d'articulation est défini comme étant l'espace séparant deux plis, il est constitué de deux sections droites distantes de Δl_{art} , reliées entre elles par des câbles articulaires et par des câbles d'actionnement de raideur k_a (Fig. IV-10), soumis aux tensions T_{ac} et T_{ad} .

Les mêmes hypothèses et notations qu'au § II.2.3 sont considérées et le principe des puissances virtuelles est appliqué à une position d'équilibre de la section libre sous un chargement extérieur.

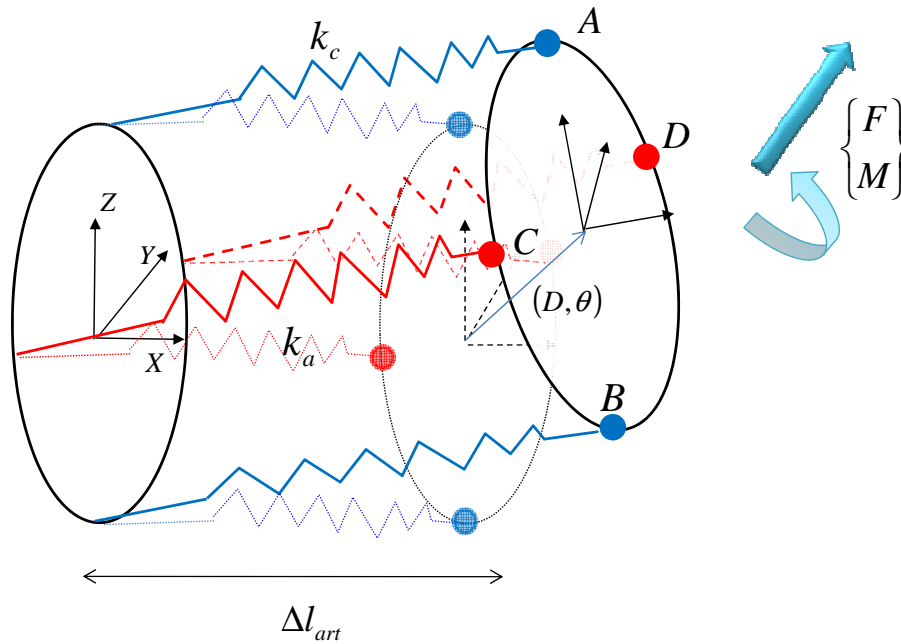


Fig. IV-10 : Volume élémentaire représentant une partie d'articulation.

Les tensions des ressorts articulaires sont données par (II-13) et celles des ressorts d'actionnements sont données par :

$$T_{ac} = T_{ac} \begin{pmatrix} -1 \\ -\frac{D_y}{l_{art}} \\ -\frac{D_z}{l_{art}} - \frac{R}{l_{art}} \theta_x \end{pmatrix}; T_{cb} = T_{cb} \begin{pmatrix} -1 \\ -\frac{D_y}{l_{art}} \\ -\frac{D_z}{l_{art}} + \frac{R}{l_{art}} \theta_x \end{pmatrix} \quad (IV-18)$$

avec

$$T_{ca} = k_a(D_x + R\theta_z); T_{cb} = k_a(D_x - R\theta_z) \quad (IV-19)$$

Les points A et B (Fig. IV-10) subissent les déplacements donnés par (II-17) et les points C et D subissent les déplacements suivants :

$$\delta C = \begin{pmatrix} R\delta\theta_z + \delta D_x \\ \delta D_y \\ \delta D_z - R\delta\theta_x \end{pmatrix}; \delta D = \begin{pmatrix} -R\delta\theta_z + \delta D_x \\ \delta D_y \\ \delta D_z + R\delta\theta_x \end{pmatrix} \quad (IV-20)$$

Donc d'après (II-12), nous avons la relation suivante :

$$FD + M\theta + T_{ca}\delta A + T_{cb}\delta B + T_{ac}\delta C + T_{ad}\delta D + pD = 0 \quad (IV-21)$$

Et en remplaçant les vecteurs par leurs coordonnées et en factorisant par les composantes de δ^* :

$$\delta D_x f_1 + \delta D_y f_2 + \delta D_z f_3 + \delta \theta_x f_4 + \delta \theta_y f_5 + \delta \theta_z f_6 = 0 \quad (\text{IV-22})$$

Avec

$$\begin{aligned} f_1 &= p + F_x - T_{ca} - T_{cb} - T_{ac} - T_{ad} \\ f_2 &= p\theta_z + F_y - \frac{D_y}{\Delta l_{art}}(T_{ca} + T_{cb}) + \frac{R\theta_x}{\Delta l_{art}}(T_{ca} - T_{cb}) - \frac{D_z}{\Delta l_{art}}(T_{ac} + T_{ad}) \\ f_3 &= p\theta_y + F_z - \frac{D_z}{\Delta l_{art}}(T_{ca} + T_{cb}) - \frac{D_z}{\Delta l_{art}}(T_{ac} + T_{ad}) - \frac{R\theta_x}{\Delta l_{art}}(T_{ac} - T_{ad}) \\ f_4 &= M_x - \frac{R^2\theta_x}{\Delta l_{art}}(T_{ca} + T_{cb}) + \frac{RD_y}{\Delta l_{art}}(T_{ca} - T_{cb}) + \frac{R^2\theta_x}{\Delta l_{art}}(T_{ac} + T_{ad}) \\ &\quad + \frac{RD_y}{\Delta l_{art}}(T_{ac} - T_{ad}) \\ f_5 &= M_y - R(T_{ca} - T_{cb}) \\ f_6 &= M_z - R(T_{ac} - T_{ad}) \end{aligned} \quad (\text{IV-23})$$

Les déplacements virtuels étant indépendants, (IV-22) revient à un système linéaire de 6 équations à 6 inconnues qui, associé à (IV-19), donne :

$$\begin{aligned} D_x &= \frac{(p + F_x)}{2k_c + 2k_a} \\ D_y &= \frac{\Delta l_{art} K_{yz}}{(p + F_x)} \left(-F_y H_z + F_z M_y M_z + (p + F_x) M_x M_y \right. \\ &\quad \left. - \frac{M_z p}{2k_a k_c R^2} \left(M_y^2 k_a + M_z^2 k_c - (p + F_x) R^2 k_c \left(\frac{k_c - k_a}{k_c + k_a} \right) \right) \right) \\ D_z &= \frac{\Delta l_{art} K_{yz}}{(p + F_x)} \left(-F_z H_y + F_y M_y M_z + (p + F_x) M_x M_z \right. \\ &\quad \left. + \frac{M_z p}{2k_a k_c R^2} \left(M_y^2 k_a + M_z^2 k_c - (p + F_x) R^2 k_a \left(\frac{k_c - k_a}{k_c + k_a} \right) \right) \right) \\ \theta_x &= \Delta l_{art} K_{yz} \left(-M_x (p + F_x) - M_y F_y - M_z F_z + M_y M_z p \frac{(k_c + k_a)}{2k_a k_c R^2} \right) \\ \theta_y &= \frac{M_y}{2R^2 k_c} \end{aligned} \quad (\text{IV-24})$$

Avec

$$K_{yz} = \frac{k_c + k_a}{(k_c + k_a)(M_y^2 - M_z^2) - (p + F_x)^2 R^2 (k_c - k_a)}$$

$$H_y = \frac{M_y^2 (k_c + k_a) - (p + F_x)^2 R^2 (k_c - k_a)}{k_c + k_a} \quad (\text{IV-25})$$

$$H_z = \frac{M_z^2 (k_c + k_a) - (p + F_x)^2 R^2 (k_c - k_a)}{k_c + k_a}$$

Le modèle géométrique prenant en compte les flexibilités (MGF) des articulations a été implémenté sous Matlab en considérant que les segments longs sont rigides (voir Annexe 2). Il est vérifié expérimentalement au paragraphe suivant. La simulation EF pourra être utilisée à la place des essais expérimentaux dès lors que les moufles actionneurs y seront modélisés.

IV.2.3.2 Validation expérimentale

Un prototype comportant deux segments et une articulation composés d'une toile orthotrope renforcée de bandes obliques ont été réalisés (Fig. IV-11). L'expérimentation consiste à fixer l'un des segments sur un banc d'essai avec l'axe de rotation orienté verticalement. L'autre segment est orienté suivant différents angles de rotation et soumis à un effort vertical.

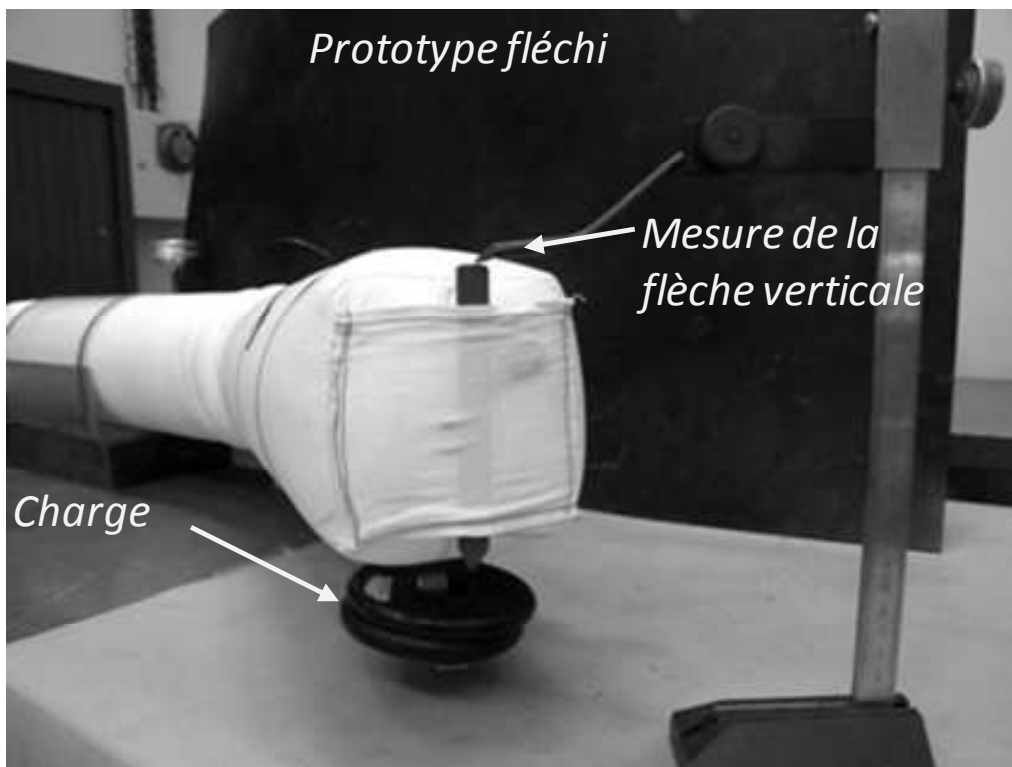


Fig. IV-11 : Mesure de la flèche d'un prototype sous 0.5 bar [Voisembert *et al.*, 2011a].

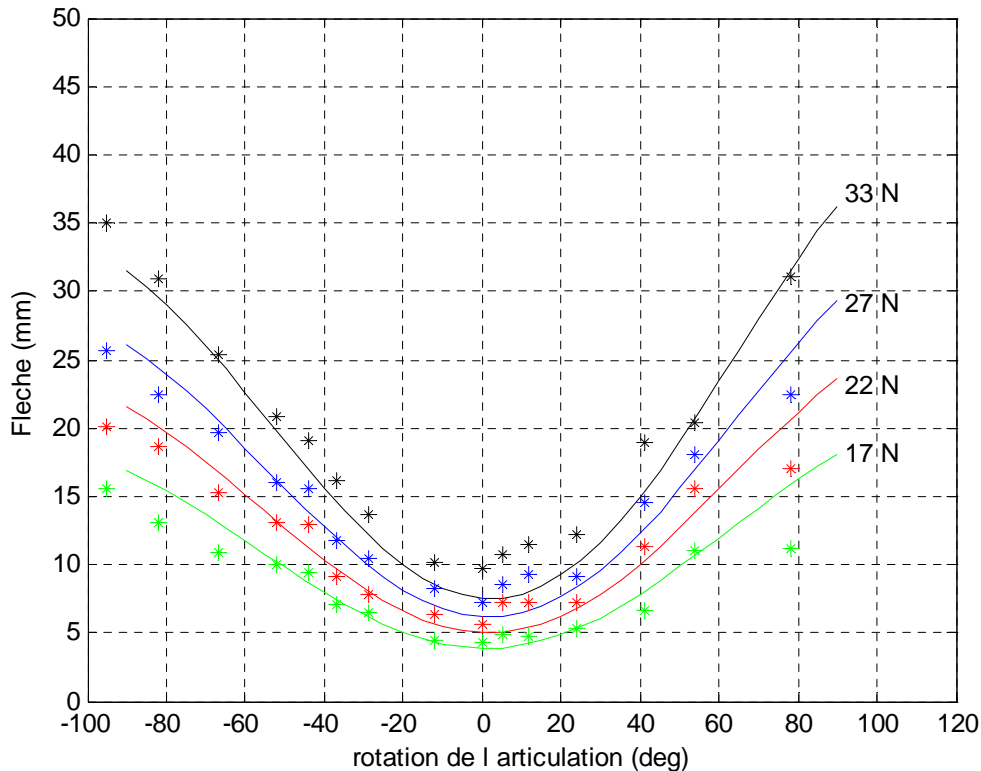


Fig. IV-12 : Etoiles : mesures expérimentales. Traits plein : flèche calculée grâce au MGF.

Lors d'un mouvement quasi-statique, la flèche à l'extrémité du deuxième segment est mesurée tous les 5°. Cette flèche est aussi calculée grâce au MGF. Les deux résultats sont comparés à la Fig. IV-12. Cette expérience montre que le MGF modélise correctement le comportement mécanique des articulations. Celui-ci pourra être aisément recalé pour être compatible avec un robot différent comportant plus de degrés de liberté.

IV.3 Analyse et perspectives

Plusieurs tâches restent à accomplir avant l'obtention d'une commande pour notre robot gonflable, il faut inverser les modèles géométriques et cinématique, modéliser la transmission pour la commande (MT) et enfin traiter les flexibilités.

IV.3.1 Inversion des modèles

Le modèle géométrique d'un robot à n articulations comporte $3n$ liaisons cinématiques et n équations de couplage. Les méthodes d'inversion pour des robots à 6 degrés de liberté comme celle de Pieper ou de Raghavan et Roth ne sont donc applicables que pour des robots gonflables à 2 degrés de liberté [Pieper, 1968; Raghavan & Roth, 1989]. Pour plus d'articulations il est nécessaire d'utiliser la méthode de Paul [Khalil & Dombre, 1999]. Cependant, étant donné que les relations de couplage ne sont pas définies pour des angles nuls, il est possible qu'aucune solution explicite ne soit trouvée et qu'il faille avoir recours à des méthodes numériques [Goldenberg *et al.*, 1985].

Les relations de couplage non-linéaires rendent aussi l'inversion du modèle cinématique difficile. Il est probable qu'il faille avoir recours là aussi à des méthodes numériques fondées sur la notion de pseudo inverse.

IV.3.2 Modèle de transmission

Le modèle de transmission doit permettre de déterminer les couples et vitesse moteur en fonction des vitesses articulaires et des efforts extérieurs appliqués au bras. Les différents rapports de réduction présents dans la chaîne de transmission ainsi que des frottements doivent donc être pris en compte.

IV.3.2.1 Estimation des couples moteurs en l'absence de frottement

En l'absence de frottement, l'estimation des couples moteurs est aisée. Le rapport entre les couples moteurs et les couples articulaires est alors égale au rapport de réduction globale K_{RG} de la transmission. Celui-ci est le produit des différents rapports introduits par le réducteur en sortie de moteur K_{red} , le rapport entre le diamètre de l'enrouleur $R_{enrouleur}$ et de celui du bras R et du nombre de brins minimum n_{bmin} dans le système à moufles.

$$K_{RG} = \frac{K_{red} R_{enrouleur}}{R n_{bmin}} \quad (IV-26)$$

Un premier banc d'essais motorisé (initialement actionné manuellement) est illustré en Fig. IV-13. Il est constitué d'un système de réduction roue et vis sans fin d'un rapport de réduction 1/30 et d'une bobine d'enroulement d'un diamètre de 30 mm.

Pour un robot de 200 mm de diamètre et des moufles comportant au minimum 2 brins, le rapport de réduction de la transmission donné par (IV-26) est de 1/400.

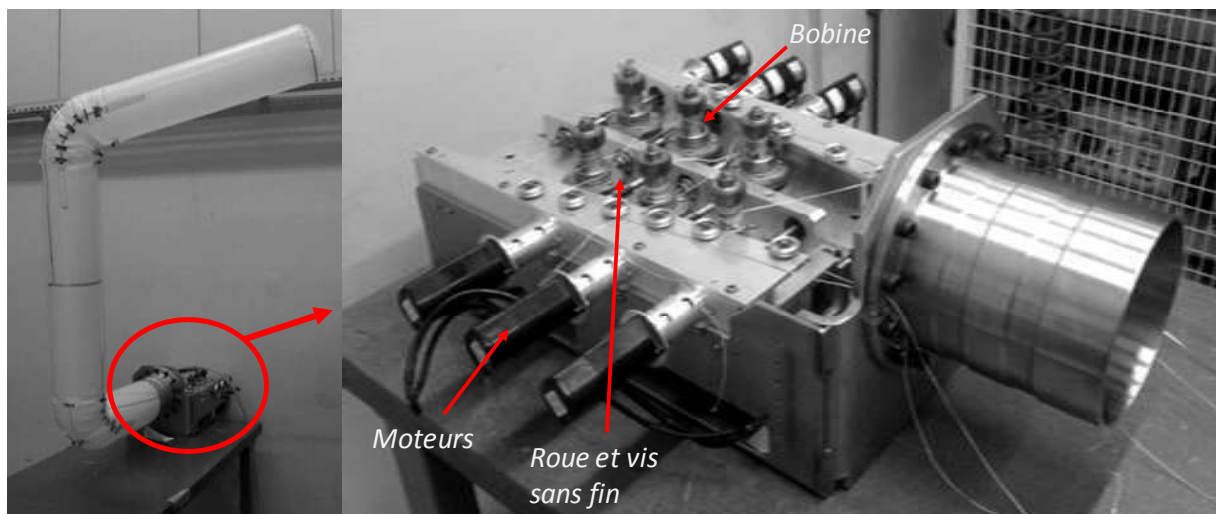


Fig. IV-13 : Banc d'essais motorisé.

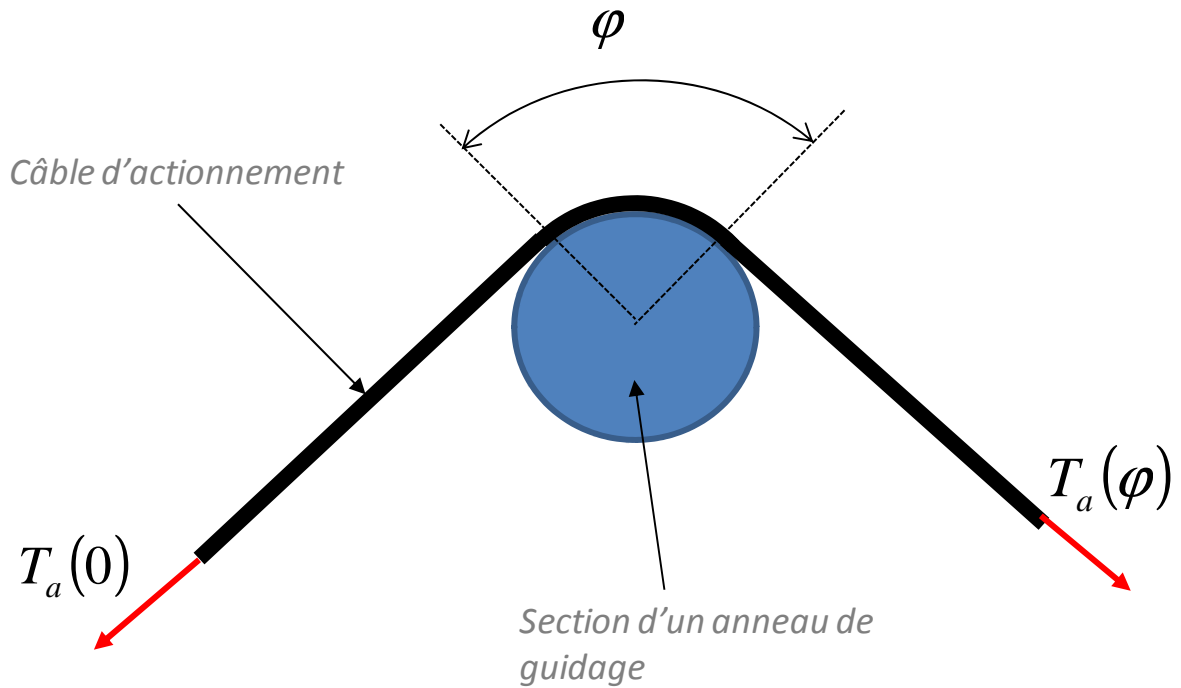


Fig. IV-14 : Câble d'actionnement guidé par un anneau.

Sur ce prototype, la vis sans fin introduit aussi une irréversibilité mécanique, elle devra donc être remplacée par un autre réducteur si le bras gonflable est employé dans une application nécessitant plus de réversibilité comme une interface hépatique ou un cobot [Friconneau *et al.*, 2002; Gosselin *et al.*, 2005].

Les couples articulaires peuvent eux être calculés à partir de la fonction Q_d (introduite au § III.3.1), du chargement extérieur et des couples d'hystérésis des articulations (voir II.2.1).

IV.3.2.2 Estimation des frottements

Pour des applications de plus grandes tailles il sera opportun de remplacer les anneaux de guidages par des poulies montées sur roulements à billes pour réduire le frottement sec dans la transmission. Néanmoins, pour les dimensions qui nous intéressent ces frottements seront non négligeables.

Pour les modéliser, considérons le problème d'un câble glissant sur un axe les deux brins formant un angle φ (voir Fig. IV-14).

Cette représentation pourra être utilisée pour décrire les deux parties d'un câble actionneur : la partie du câble uniquement guidé au niveau des articulations, et la partie s'insérant dans les moufles. Pour la partie guidée, les points de contacts étant placés en série, l'angle φ sera simplement égal à la somme des angles de rotation des articulations traversées par le câble.

Pour la partie effectrice, il faudra prendre en compte les frottements dans les moufles pour chacun des câbles. A la limite du glissement il s'agit d'un problème classique de frottement exponentiel décrit par [Farges, 1988].

$$T_a(\varphi) = T_a(0)e^{\mu_c\varphi} \quad (\text{IV-27})$$

Mais dans notre cas, il faudra aussi rendre compte du passage d'un frottement statique à un frottement dynamique [Armstrong-Hélouvy *et al.*, 1994].

Les frottements étant aussi fonction de la tension du câble, pour les calculer, il sera nécessaire de connaître la position du bras ainsi que les efforts qui s'appliquent sur lui.

Cependant il est aussi envisageable de ne pas modéliser les frottements et de les considérer comme des perturbations. Des commandes robustes de type H^∞ pourront alors être mises en place [Khalil & Dombre, 1999].

IV.3.3 Traitement des flexibilités

Les flexibilités du bras et des câbles actionneurs posent deux problèmes, premièrement le positionnement de l'organe terminal malgré les déformations de gravité, et deuxièmement les oscillations.

Pour éviter les oscillations deux stratégies sont possibles, soit limiter la bande passante de la commande à la moitié du premier mode propre de la structure, soit utiliser un contrôleur de plus haut degré de liberté pour ajouter de la phase dans les consignes et ainsi amortir les oscillations. Dans le cadre de mouvements quasi-statique, il est cohérent de limiter la bande passante.

Pour corriger les erreurs de positionnement dus aux déformations, la encore, deux stratégies sont possibles. Premièrement, utiliser le MGF en temps que modèle prédictif pour réaliser un retour d'état sur les entrées du système. Dans ce cas, le robot pourra comporter un capteur de pression pour le calcul du MGF. Deuxièmement considérer que les déformations sont des perturbations et utiliser, par exemple, une commande robuste de type H^∞ .

IV.4 Conclusion

Dans ce chapitre nous avons proposé un modèle géométrique d'un bras gonflé à n articulations. Il a été validé en simulation EF sur un bras à deux degrés de liberté. La prédiction de la vitesse de chaque point d'un tel robot est désormais possible grâce au modèle cinématique décrit au paragraphe IV.2.2. Un modèle flexible basé sur le modèle géométrique mais prenant en compte les déformations a aussi été développé et validé expérimentalement.

Ces modèles doivent être inversés pour servir de base au développement de la commande. Celle-ci pourra alors traiter les flexibilités et les frottements en utilisant des modèles prédictifs ou une commande robuste.

Conclusion générale

Ce travail de thèse présente un nouveau type de bras manipulateur sériel gonflable. Celui-ci est issu d'un raisonnement TRIZ qui suppose qu'une structure gonflable peut résoudre la contradiction physique qui limite la portée des robots à fort élancement soumis à leur poids propre et à celui d'une charge embarquée.

Dans le premier chapitre, nous apportons les éléments théoriques confirmant cette hypothèse, et notamment la comparaison des portées théoriques d'une poutre gonflable et d'une poutre non gonflée. Il est ainsi démontré qu'une structure gonflable peut atteindre des longueurs en porte-à-faux plus importantes par découpage spatial du problème : une structure très fine et légère supporte les contraintes en traction et les contraintes de compressions sont reprises par de l'air sous pression. L'étude comparative de deux articulations candidates à équiper le robot, menée à l'aide du code EF LS-DYNA, montre que les articulations qui supportent le mieux les efforts de torsion sont celles qui maintiennent la section droite constante, à savoir les articulations de type-combinaison spatiale. Celles-ci sont donc retenues pour notre application à fort élancement.

Au Chapitre II les matériaux et les modes de réalisation des articulations sont étudiés. Ainsi, la comparaison de trois prototypes montre que le tissu est plus adapté que le tricot pour réaliser des articulations. En effet, bien que le tricot permette de réaliser les formes non développables nécessaires au bon fonctionnement des articulations, il est trop déformable pour supporter les concentrations de contraintes. Le tissu présente aussi l'avantage d'être facilement étanchéifiable par enduction. Il est alors possible d'utiliser une enveloppe « deux en un » qui assure à la fois l'étanchéité et la résistance aux contraintes mécaniques. Cependant une telle toile interdit les coutures et l'assemblage en est fortement compliqué. Différentes méthodes de réalisation ont donc été mises au point. Celle que nous préconisons résout la contradiction physique qui veut que la ligne moyenne des articulations soit aussi large et aussi fine que possible pour supporter la concentration de contrainte. Elle consiste la aussi en un découpage spatial qui sépare la fonction d'étanchéité, laissée à la toile, et la fonction de résistance mécanique assumée par un câble.

La conception de l'actionnement fait l'objet du troisième chapitre. L'actionnement doit répondre à un cahier des charges cohérent avec le nouveau type de robot proposé ici. La condition la plus contraignante étant de ne pas alourdir le bras. Après étude de l'état de l'art notre choix se porte vers un actionnement à câble. Le couplage, typique de ce genre de système, est évité en guidant les câbles le long de la ligne moyenne. Une qualification quantitative de cette solution sera effectuée à l'avenir. La

deuxième condition déterminante concerne la cinématique des articulations. En effet, celle-ci ne se comportent pas comme des liaisons pivot mais se déforment continument et peuvent se disloquer ; le système de transmission doit donc contrôler le rayon de courbure tout au long de l'articulation. Un système composé de plusieurs moufles, est proposé et son efficacité est validée expérimentalement. Des simulations par éléments fini ont permis de déterminer que pour les dimensions qui nous intéressent, un nombre de 4 moufles par effecteur est optimal pour réduire les dislocations. Les actionneurs ont été pré-dimensionnés de manière à assurer des mouvements quasi-statiques et une capacité de charge de 2 kg au bout d'un bras de 10 m. Un capteur proprioceptif très simple basé sur une fibre optique dégradée est présenté, testé sur prototype et montre que la commande du bras pourra s'appuyer sur un retour d'information direct.

L'actionnement ayant été validé, la dernière étape vers le développement d'une application robotique est la commande. Celle-ci passe dans un premier temps par une phase de modélisation qui fait l'objet du dernier chapitre. Afin de prévoir les positions et vitesses d'un robot à n articulations, un modèle géométrique et cinématique est proposé. Il tient compte la géométrie particulière des articulations et de l'effet des actionneurs. La comparaison avec une simulation EF sur un bras 2 axes montre la précision du modèle géométrique. Cependant, afin de prendre aussi en compte les flexibilités du bras, une modélisation de l'ensemble de la structure par une approche multi-corps, a été développé. Comparé à des valeurs de déformations expérimentales d'un prototype à un axe de rotation, il montre une bonne représentation du comportement des articulations mais devra être recalé sur les nouveaux prototypes. La suite du travail à effectuer en vue du développement de cette commande consiste à inverser les modèles et déterminer si la commande adoptera une démarche prédictive ou robuste.

Les perspectives de travail concerne donc en premier lieu la commande, mais il faudra aussi poursuivre l'effort de recherche sur les matériaux. En effet, a ce jour nous ne disposons pas encore d'une toile en Dyneema® enduite qui ai des propriétés suffisantes en cisaillement. Dans ce domaine, nous orienterons les recherches d'une part vers une enduction résistante au cisaillement, et d'autre part vers les techniques de confection permettant de rajouter des fibres à 45° des files de trame.

A plus long terme il faudra aussi adresser la question du déploiement. En effet, ici nous avons toujours considéré un bras déjà gonflé mais pour des applications en environnement très confiné il faudra envisager que le robot se gonfle au fur et à mesure de son introduction dans l'espace de travail. Cette problématique est récurrente pour les robots à fort élancements, mais l'utilisation d'une structure gonflable pourrait apporter des solutions nouvelles et efficaces.

Quelques hypothèses restent à confirmer, mais il est déjà possible d'imaginer d'utiliser des robots gonflables dans de nombreuses applications. Ils pourraient réaliser l'inspection d'ouvrages de grandes dimensions comme des piles de ponts, ou vérifier l'état de machineries difficilement accessibles telles que les aubes de turbine dans les centrales hydrauliques. Etant inoffensifs en cas de choc, ils pourraient

être utilisés en interaction directe avec des êtres humains. Cette propriété ouvre le champ des applications médicales (rééducation) et du divertissement (spectacle interactif, parc d'attractions). La possibilité de ramifier la structure n'a pas été abordée ici, mais pourrait aussi permettre la fabrication de structures complexes sérielles ou parallèles, des bras humanoïdes ou des positionneurs multiaxes par exemple.

Il reste sans aucun doute un important travail d'industrialisation à fournir pour concrétiser ce travail mais annonce peut être l'apparition d'une nouvelle famille d'objets : les robots gonflables.

Annexe 1

Scripts de simulation sous LS-DYNA

La résolution de problèmes dynamiques par un calcul explicite sous LS-DYNA se déroule en deux étapes : premièrement la définition du problème sous forme de script, et deuxièmement le calcul de la solution par le solveur. Le script est un fichier texte contenant les keywords (fonctions et paramètres de calculs choisis) ainsi que les nœuds et la définition des éléments.

Les lignes suivantes sont extraites d'un script utilisé pour les études réalisées dans cette thèse. Les annotations en bleu précisent le rôle des keywords les plus importants.

```
$# LS-DYNA Keyword file created by LS-PrePost 3.1 - 16Apr2011(11:50)
$# Created on Jun-16-2011 (16:10:34)
*KEYWORD
*PARAMETER
R RPS          1000R RPS2          15R RPS3          100000
*TITLE
$# title
LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
*CONTROL_TERMINATION
      7.5          0          0.000          0.000          0.000 (temps de simulation : 7,5 secondes)
*CONTROL_TIMESTEP
      0.0          0.67          0          0.000          0.000          0          0          0
*DATABASE_ABSTAT
      0.001          0          0          1
*DATABASE_GLSTAT
      0.001          0          0          1 (mise en mémoire des données de gonflage toutes les 0,001 secondes)
*DATABASE_MATSUM
      0.000          0          0          1
*DATABASE_BINARY_D3PLOT
      0.010000          0          0          0          0 (mise en mémoire des données géométriques toutes les 0,001 secondes)
      0
*DATABASE_NODFOR
```

Annexe 1

```

0.01
*DATABASE_BINARY_D3DUMP
0.1
*BOUNDARY_SPC_NODE( définition des contraintes statiques imposées au modèle)
18890          1          ( contrainte suivant x)
19512          1          1          ( contrainte suivant x et y)
22819          1          1          1 ( contrainte suivant x, y et z)

*AIRBAG_SIMPLE_AIRBAG_MODEL( définition des paramètres de gonflage)
$#
1          1          0  1.000000  1.000000  0.000  10
0.000
$#      CV      CP      T      LCID      MU      A      PE
RO
710E6    1000E6    293      1          0      1E-4
1.29E-12

*CONTACT_AIRBAG_SINGLE_SURFACE( définition des paramètres de contact)
$ FOR PART SET 1
$      ssid      msid      sstyp      mstyp      sboxid      mboxid      spr
mpr
0          1          0          3          1
1
$
$      fs      fd      dc      vc      vdc      penchk      bt
dt
0.0      0.000
$
$      sfs      sfm      sst      mst      sfst      sfmt      fsf
vsf
1.0000    1.000          1
$      SOFT          DEPTH
2          3

*MAT_FABRIC( définition des paramètres de la toile)
1  9.7E-10  11000  11000  11000  0.300000  0.300
0.300
1000  1000  1000  0.000  0.000  0.000  0.000
0.05000
0.000  0.000  0.000  0.000  0.000  0  0.000
0.000
0.000  0.000  0.000  0.000  0.000  0.000  0.000
0.000
0.000  0.000  0.000  0.000  0.000  0.000  0.000
0

```

*MAT_SPRING_MUSCLE (*définition des paramètres des muscles*)

\$	mid	Lo	VMAX	SV	A	FMAX	TL
TV							
	4	320	5	-3	-4	50000	5
6							
\$							
\$	FPE	LMAX	KSH				
	-7	320	0				

La définition des éléments, est trop volumineuse (20000 lignes) pour être présentée ici.

Modèle géométrique et modèle de simulation pour la commande

Les modèles géométriques et de déformation sous charge ont été implémentés sous Matlab. Les figures qui suivent montrent en bleu le modèle géométrique d'un robot gonflable à 6 articulations et en rouge sa déformé. Les segments mesurent 60 cm de long pour 20 cm de diamètre.

En Figure 1 à 6 les articulations sont fléchies tour à tour avec une pression interne de 3 bar.

En Figure 7 à 11, les rotations simultanées de toutes les articulations sont représentées pour des pressions de 3 à 7 bar. La charge embarquée en bout de bras est de 1 kg et la masse surfacique de l'enveloppe est de 200 g/m². La ligne moyenne du robot est représentée en trait plein gras lorsque les articulations atteignent leur amplitude maximale et en trait plein fin pour les positions intermédiaires. La trajectoire de l'extrémité est représentée en pointillé pour les deux modèles.

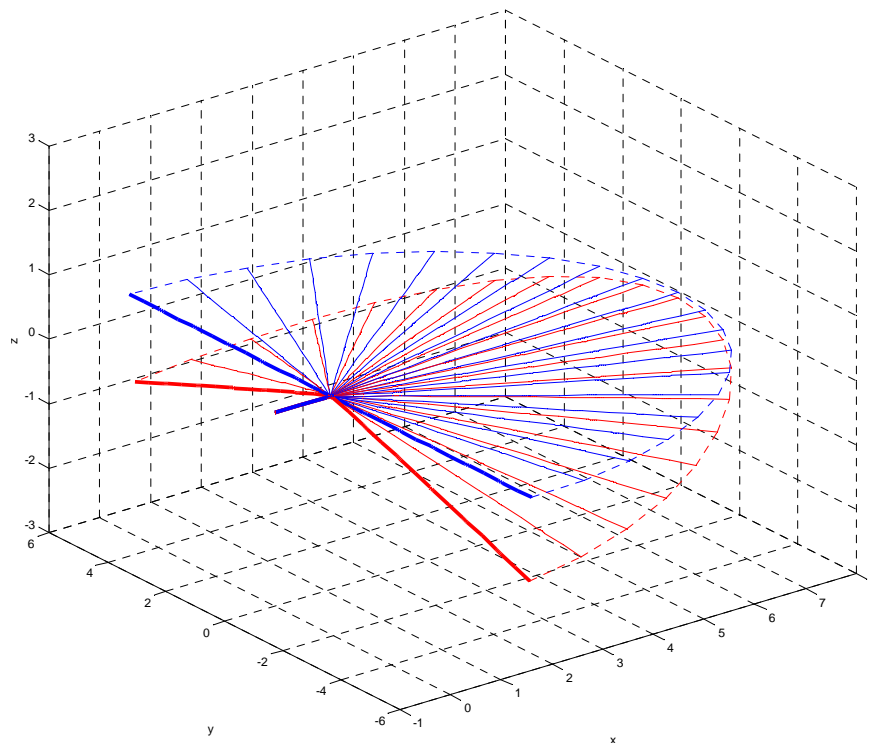


Figure 1 : La première articulation fléchie de -90° à +90°

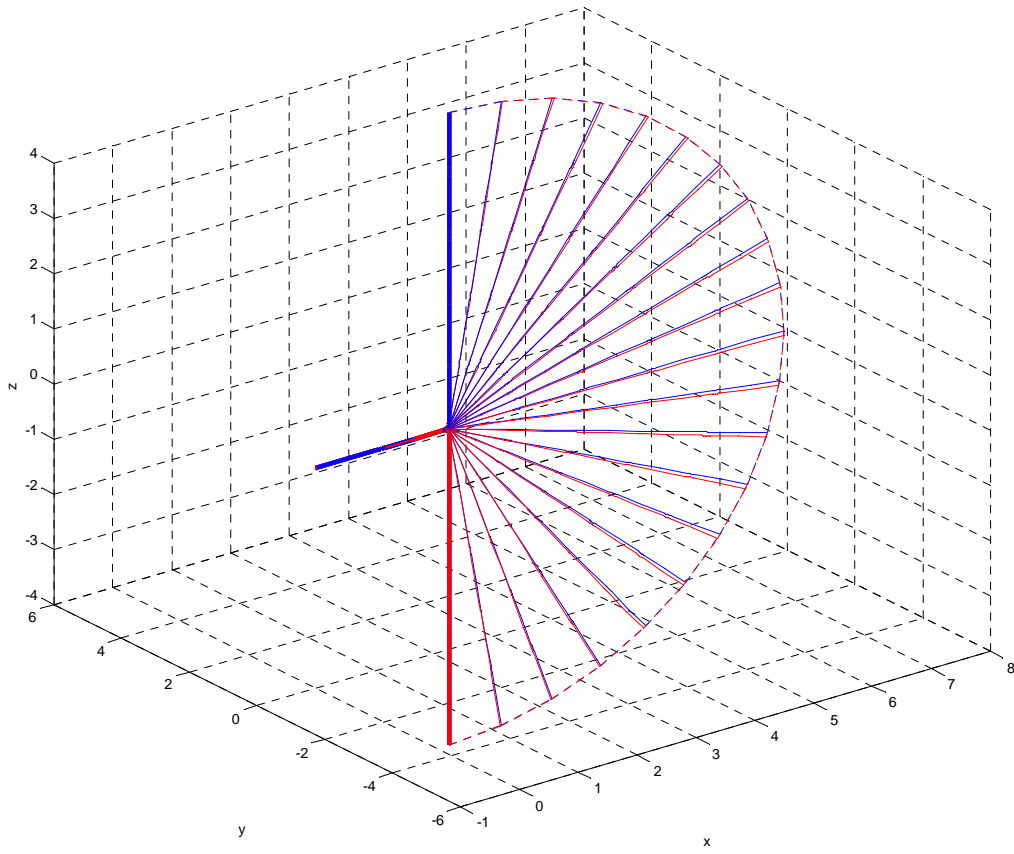


Figure 2 : La deuxième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$

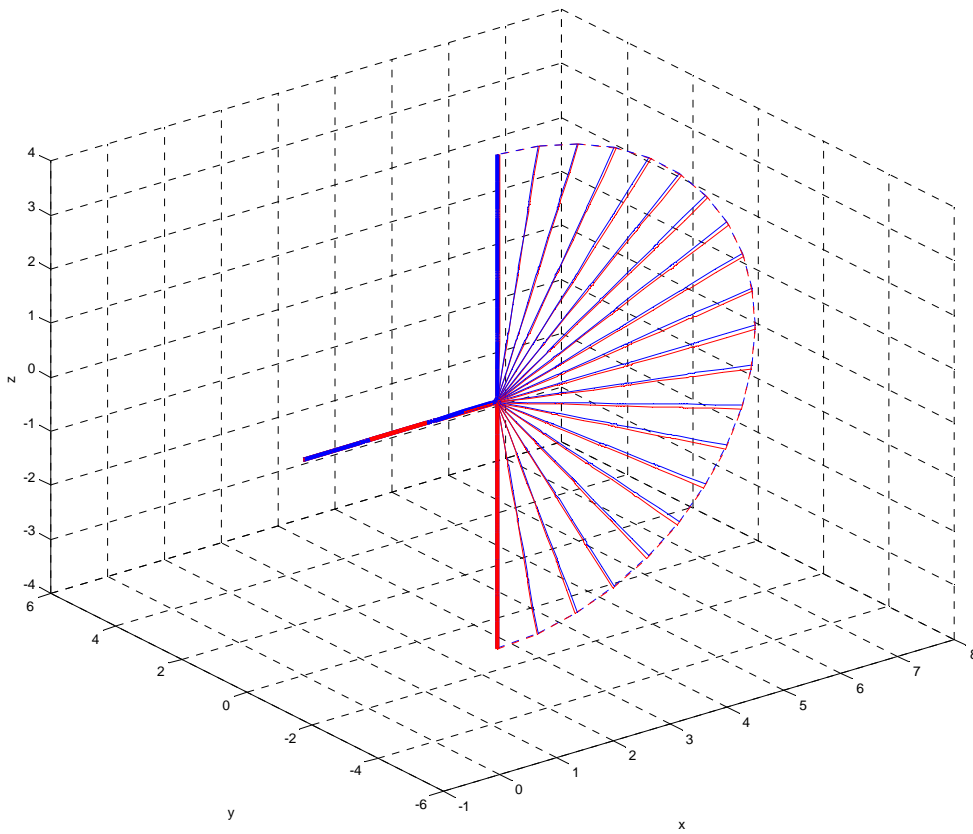


Figure 3 : La troisième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$

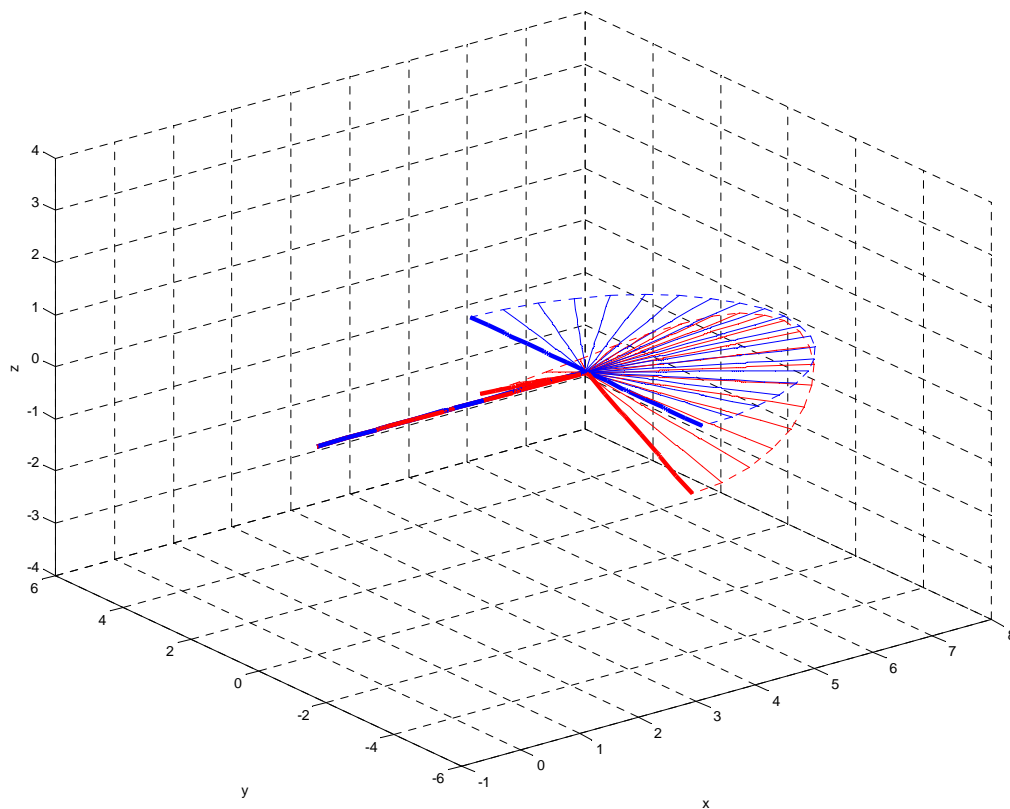


Figure 4 : La quatrième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$

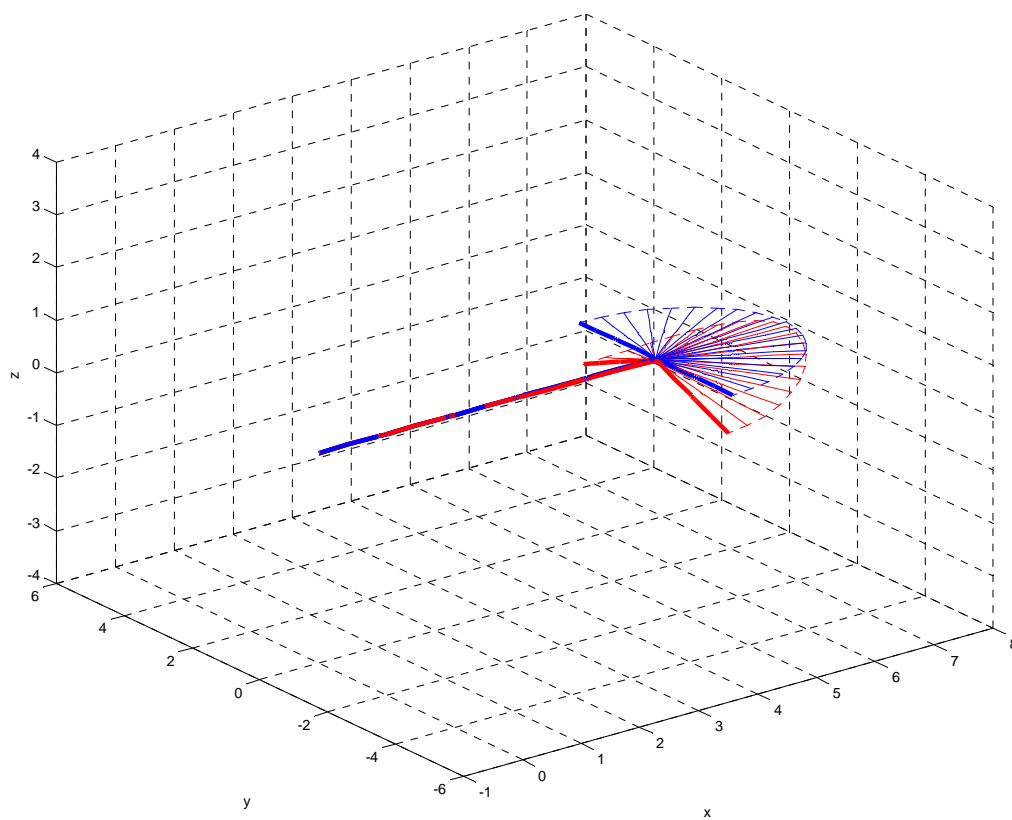


Figure 5 : La cinquième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$

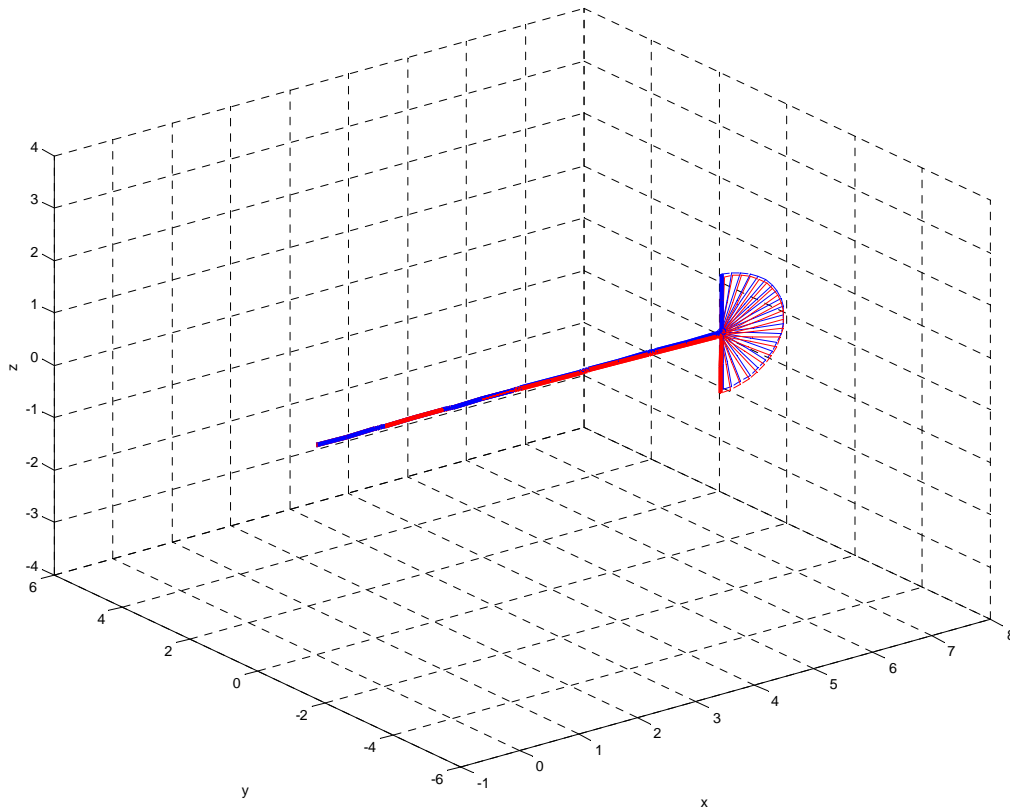


Figure 6 : La sixième articulation fléchie de -90° à $+90^\circ$

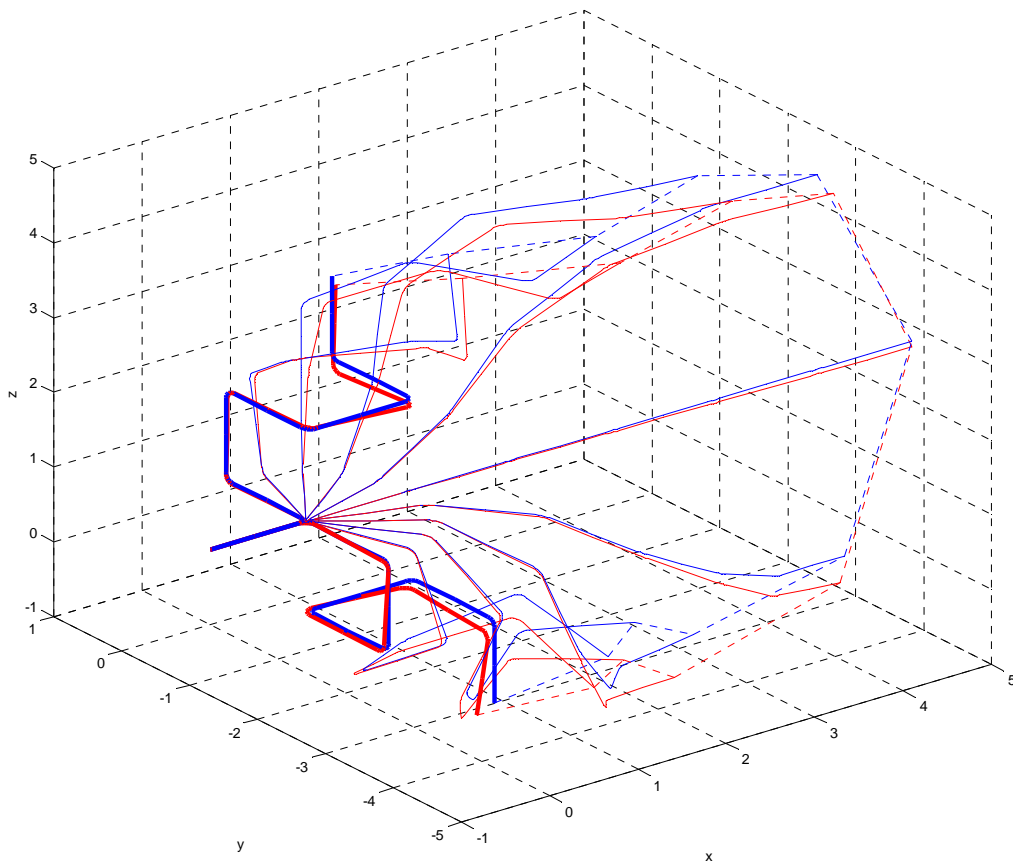


Figure 7 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 3 bar.

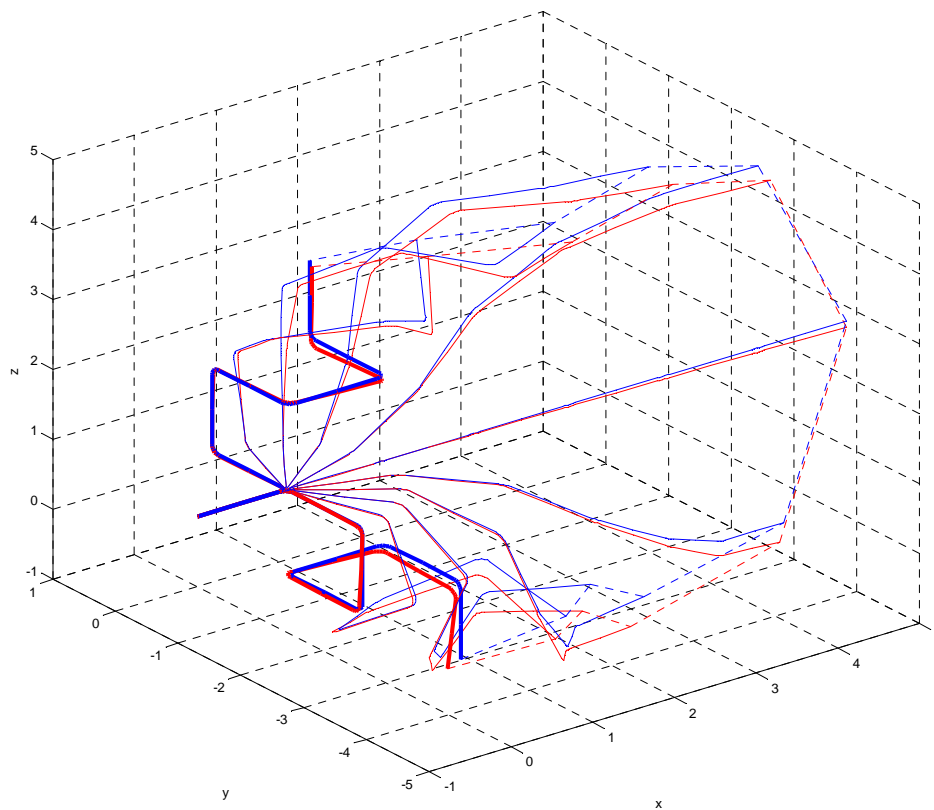


Figure 8 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 4 bar.

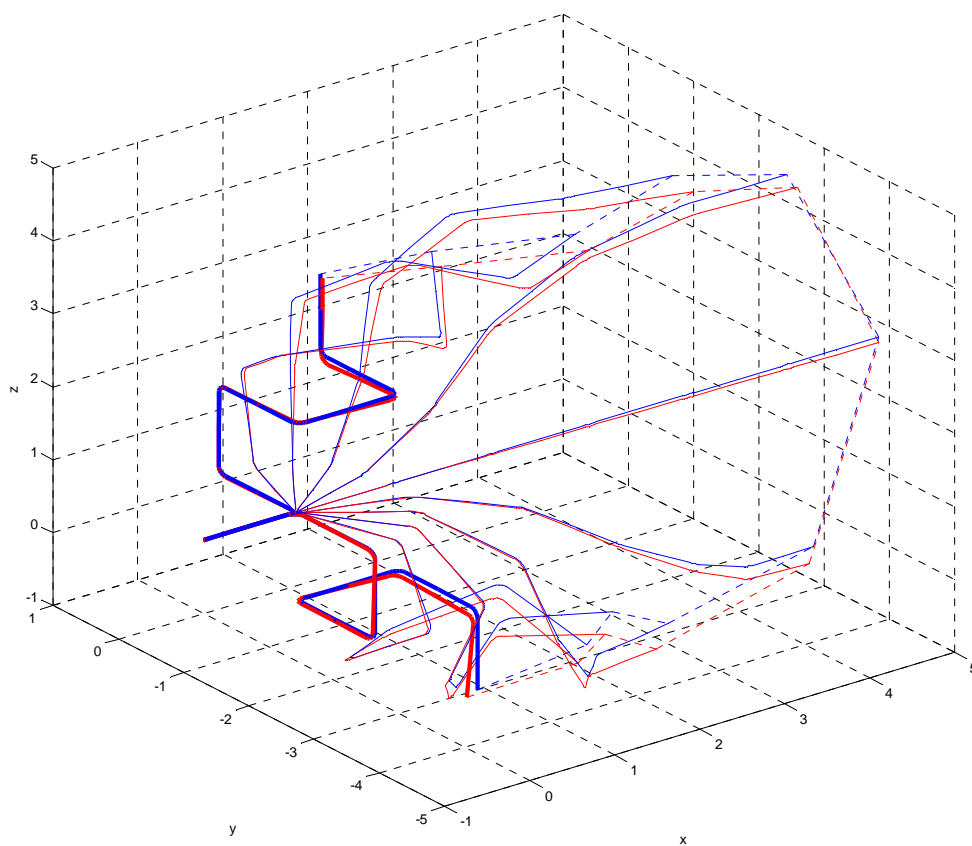


Figure 9 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 5 bar.

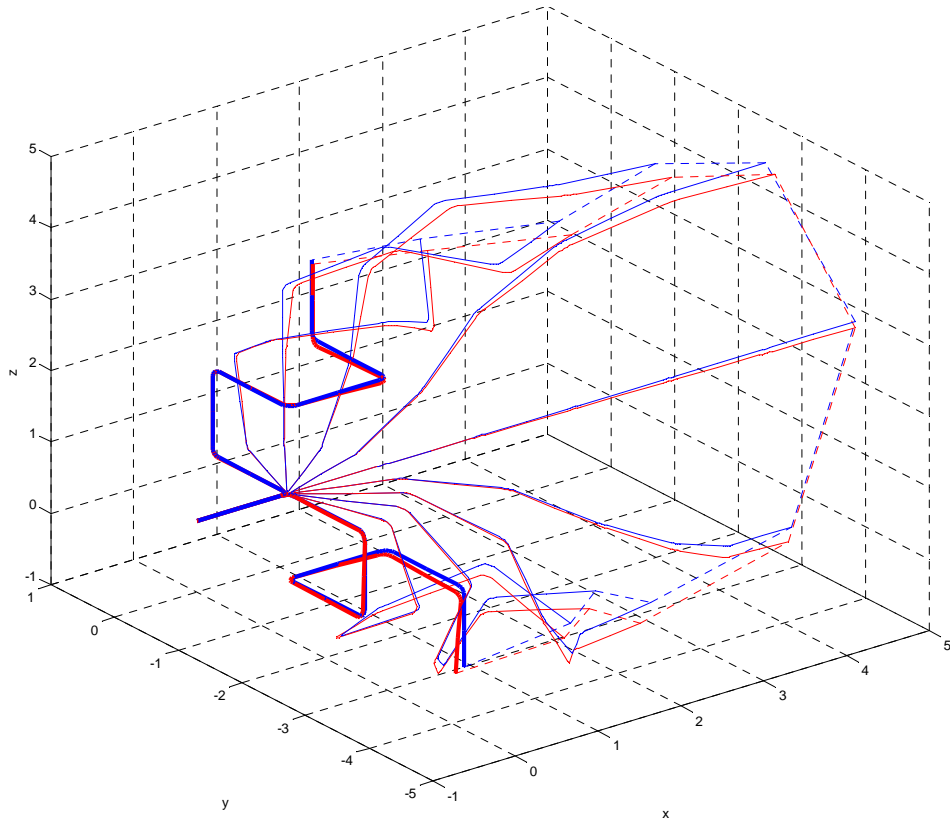


Figure 10 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 6 bar.

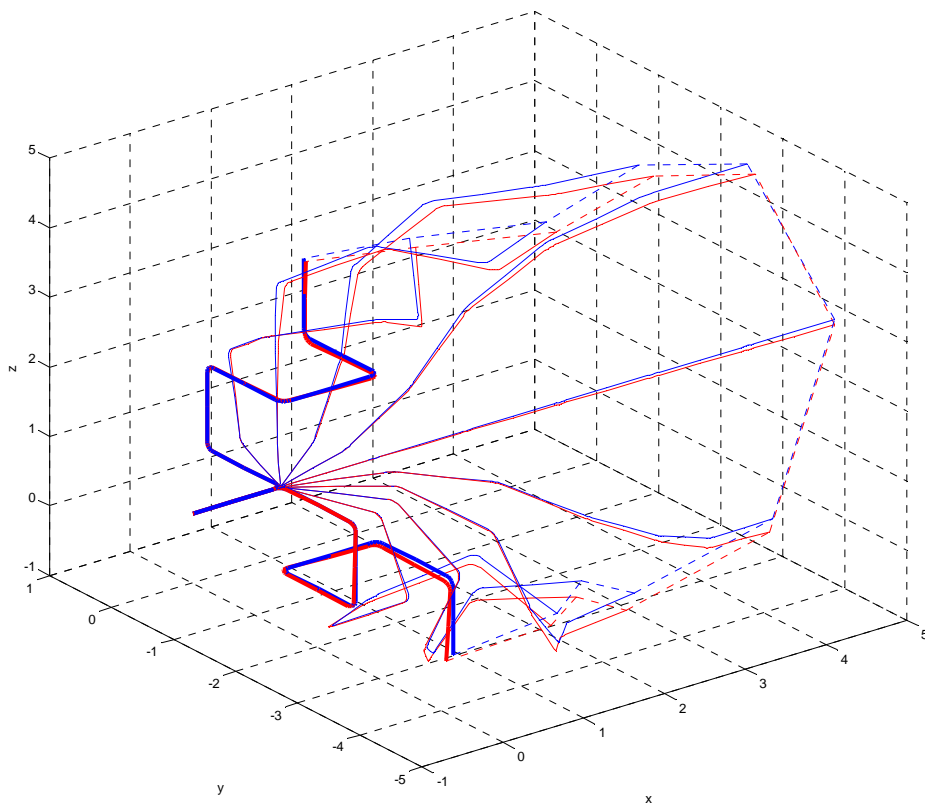


Figure 11 : Articulations fléchies simultanément pour une pression de 7 bar.

Références bibliographiques

- [Agence Spatiale Canadienne, 2001] - Agence Spatiale Canadienne. (2001). "Canadarm2, le Bras Canadien de la Station Spatiale Internationale". <http://www.asc-csa.gc.ca/fra/iss/canadarm2/default.asp>, consulté le 06/07/2012.
- [Altshuller, 1985] - G. Altshuller. "L'Algorithme de Résolution de Problèmes Innovants ARIZ-85-V", Ed. Altshuller Foundation, <http://www.altshuller.ru/world/fra/ariz85v.asp>, consulté le 14/08/2012.
- [Altshuller, 2004] - G. Altshuller (2004). "40 Principes d'Innovation: TRIZ pour Toutes Applications". Ed. Avraam Seredinski.
- [Apedo *et al.*, 2009] - K. L. Apedo, S. Ronel, E. Jacquelin, M. Massenzio et A. Bennani (2009). "Theoretical Analysis of Inflatable Beams Made from Orthotropic Fabric". *Thin-Walled Structures*, Vol. 47(12), pp. 1507-1522.
- [Armstrong-Hélovry *et al.*, 1994] - B. Armstrong-Hélovry, P. Dupont et C. Canudas De Wit (1994). "A Survey of Models, Analysis Tools and Compensation Methods for the Control of Machines with Friction". *Automatica*, Vol. 30(7), pp. 1083-1138.
- [Barnes, 1988] - M. R. Barnes (1988). "Form-Finding and Analysis of Prestressed Nets and Membranes". *Computers and Structures*, Vol. 30(3), pp. 685-695.
- [Bilro *et al.*, 2011] - L. Bilro, J. G. Oliveira, J. L. Pinto et R. N. Nogueira (2011). "A reliable low-cost wireless and wearable gait monitoring system based on a plastic optical fibre sensor". *Measurement Science and Technology*, Vol. 22(4), pp. 1-7.
- [Blessing & Walker, 2004] - M. Blessing et I. D. Walker (2004). "Novel Continuum Robots with Variable-Length Sections". *Proceedings 3rd IFAC Symposium on Mechatronic Systems, Sydney, Australia*, pp. 55-60.
- [Breukels & Ockels, 2008] - J. Breukels et W. J. Ockels (2008). "Analysis of Complex Inflatable Structures Using a Multi-Body Dynamics Approach". *AIAA/ASME/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and materials Conference, Schaumburg, IL, USA*.

- [Buckingham *et al.*, 2007] - R. Buckingham, V. Chitrakaran, R. Conkie, G. Ferguson, A. Graham, A. Lazell, M. Lichon, N. Parry et F. Pollard (2007). "Snake-Arm Robots: a New Approach to Aircraft Assembly". *Society of Automotive Engineers AeroTech Congress, Los Angeles, CA, USA*.
- [Chang *et al.*, 2005] - S.-L. Chang, J.-J. Lee et H.-C. Yen (2005). "Kinematic and Compliance Analysis for Tendon Driven Robotic Mechanisms with Flexible Tendons". *Mechanism and Machine Theory, Vol. 40*, pp. 728-739.
- [Comer & Levy, 1963] - R. L. Comer et S. Levy (1963). "Deflections of an Inflated Circular-Cylindrical Cantilever Beam". *AIAA Journal, Vol. 1(7)*, pp. 1652-1655.
- [Corless & Leitmann, 1981] - M. J. Corless et G. Leitmann (1981). "Continuous State Feedback Guaranteeing Uniform Ultimate Boundedness for Uncertain Dynamic Systems". *IEEE Transactions on Automatic Control, Vol. AC-26(5)*, pp. 1139-1144.
- [Courant *et al.*, 1956] - R. Courant, K. Friedrichs et H. Lewy (1956). "On the Partial Difference Equations of Mathematical Physics". *AEC Computing Facility, New York University*.
- [Davids, 2007] - W. Davids (2007). "Finite-Element Analysis of Tubular Fabric Beams Including Pressure Effects and Local Fabric Wrinkling". *Finite Elements in Analysis and Design, Vol. 44*, pp. 24-33.
- [Diaby, 2005] - A. Diaby (2005). Thèse de doctorat: "Contribution à l'Etude du Flambement des Structures Gonflables". *Nantes Faculté des Sciences et Techniques, Ecole doctorale "Mécanique, Thermique et Génie Civil"*.
- [Dunne *et al.*, 2007] - L. E. Dunne, B. Smyth et B. Caulfield (2007). "A Comparative Evaluation of Bend Sensors for Wearable Applications". *IEEE International Symposium on Wearable Computers, Boston, USA*.
- [Farges, 1988] - R. Farges (1988). "Poulies et Courroies de Transmission-Entrainement par Adhérence". *Techniques de l'Ingénieur, Ed. T. I. BD5*, pp. B5680.5681-B5680.5623.
- [Festo] - Festo. http://www.festo.com/cms/fr_fr/index.htm, consulté le 16/08/2012.
- [Fichter, 1966] - W. B. Fichter (1966) "A Theory for Inflated Thin Wall Cylindrical Beams". *NASA Technical Report N° TN D-3466*.
- [Flexpoint] - Flexpoint. "Flexible sensor systems". www.flexpoint.com, consulté le 03/09/2012.

- [Fokin *et al.*, 2005] - D. Fokin, N. Lokhande et L. Fredriksson (2005). "On Airbag Simulation in LS-DYNA with the Use of the Arbitrary Lagrangian-Eulerian Method". *4th European LS-DYNA Users Conference, Ulm, Germany*.
- [Freed, 2008] - A. Freed (2008). "Application of New Fiber and Malleable Materials for Agile Development of Augmented Instruments and Controllers". *Proceedings of the Conference on New Interfaces for Musical Expression, Genova, Italy*.
- [Freeland *et al.*, 1996] - R. Freeland, S. Bard, G. Veal, G. Bilyeu, C. Cassapakis, T. Campbell et M. C. Bailey (1996). "Inflatable Antenna technology with Preliminary Shuttle Experiment Results and Potential Applications". *Antenna Measurement Techniques Association Symposium Digest pp. 3-8*.
- [Friconneau *et al.*, 2002] - J. P. Friconneau, M. Karouia, F. Gosselin, G. Ph, N. Bonnet et P. Leprince (2002). "Force Feedback Master Arms, From Telerobotics to Robotics Surgery Training". *Springer conference on Computer Assisted Radiology and Surgery*.
- [Gargiuloa *et al.*, 2009] - L. Gargiuloa, P. Bayetti, V. Brunoa, J.-C. Hatchressiana, C. Hernandeza, M. Hourya, D. Keller, Jean-Pierre Martinsa, Y. Measson, Y. Perrot et F. Samaillea (2009). "Operation of an ITER Relevant Inspection Robot on Tore Supra tokamak". *Fusion Engineering and Design, Vol. 84, pp. 220–223*.
- [Garrec & Riwan, 2002] - P. Garrec et A. Riwan (2002). "Systèmes Mécaniques, Actionneurs et Motorisations". *Téléopération et télérobotique*, Ed. Hermes.
- [Garrec *et al.*, 2002] - P. Garrec, A. Riwan, O. David et Y. Measson (2002). "Téléopération - Principes et Technologie". *Téléopération et télérobotique*, Ed. Hermes.
- [Germain, 1962] - P. Germain (1962). "*Mécanique des Milieux Continus*". Ed. Masson.
- [Goldenberg *et al.*, 1985] - A. A. Goldenberg, B. Benhabib et R. G. Fenton (1985). "A Complete Generalized Solution to Inverse Kinematics of Robots". *IEEE Journal of Robotics and Automation Vol. RA-1(1), pp. 14-20*.
- [Gosselin *et al.*, 2005] - F. Gosselin, C. Bidard et J. Brisset (2005). "Design of a High Fidelity Haptic Device for Telesurgery". *IEEE International Conference on Robotics and Automation, Barcelona, Spain*.

- [Gravagne *et al.*, 2003] - I. A. Gravagne, C. D. Rahn et I. D. Walker (2003). "Large Deflection Dynamics and Control for Planar Continuum Robots". *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, Vol. 8(2).
- [Gravagne & Walker, 2000a] - I. A. Gravagne et I. D. Walker (2000a). "Kinematic Transformations for Remotely-Actuated Planar Continuum Robots". *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, San Fransisco, USA.
- [Gravagne & Walker, 2000b] - I. A. Gravagne et I. D. Walker (2000b). "On the Kinematics of Remotely-Actuated Continuum Robots". *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, San Fransisco, USA.
- [Guilbaud & Vertut, 1970] - J. P. Guilbaud et J. Vertut (1970). "Dispositif d'Equilibrage Indifférent". *Brevet CEA N° EN 7013606*.
- [Gutman, 1979] - S. Gutman (1979). "Uncertain dynamical systems--A Lyapunov min-max approach". *IEEE Transactions on Automatic Control*, , Vol. 24(3), pp. 437-443
- [Hallquist, 2006] - J. O. Hallquist (2006) "LS-DYNA Theory Manual". *LSTC User Guide N°*.
- [Hannan & Walker, 2001] - M. W. Hannan et I. D. Walker (2001). "The Elephant Trunk Manipulator, Design and Implementation". *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, Como, Italy.
- [Hannan & Walker, 2002] - M. W. Hannan et I. D. Walker (2002). "Kinematics and the Implementation of an Elephant's Trunk Manipulator and Other Continuum Style Robots". *Journal of Robotic Systems*, Vol. 20(2), pp. 45-63.
- [Hearle, 2001] - J. W. S. Hearle (2001). "*High Performance Fibres*". Ed. Woodhead Publishing Limited.
- [Hughes *et al.*, 1975] - T. J. R. Hughes, R. L. Taylor, J. L. Sackman, A. Curnier et W. Kanoknukulchai (1975). "A Finite Element Method for a Class of Contact-Impact Problems". *Computers Methods in Applied Mechanics And Engineering*, Vol. 8, pp. 249-276.
- [Hunt *et al.*, 2003] - G. W. Hunt, G. J. Lord et M. A. Peletier (2003). "Cylindrical Shell Buckling: a Characterization of Localization and Periodicity". *Discrete and Continuous Dynamical Systemes--Series B*, Vol. 3(4), pp. 505-518.

- [Jones *et al.*, 2004] - B. A. Jones, W. McMahan et I. D. Walker (2004). "Design and Analysis of a Novel Pneumatic Manipulator". *IFAC Symposium on Mechatronic Systems, Sydney, Australia*.
- [Jones & Walker, 2006] - B. A. Jones et I. D. Walker (2006). "Kinematics for Multisection Continuum Robots". *IEEE Transactions on Robotics, Vol. 22(1), pp. 43-57*.
- [Keller *et al.*, 2008a] - D. Keller, J. P. Friconeau et Y. Perrot (2008a). "An ITER Relevant Robot for Remote Handling: on the Road to Operation on Tore Supra". *Advances in Service Robots*, Ed. InTech.
- [Keller *et al.*, 2008b] - D. Keller, Y. Perrot, L. Gargiulo, J. P. Friconeau, V. Bruno, R. Le, B. Soler, M. Itchah, D. Ponsort, P. Chambaud, J. Bonnemason, S. Lamy et Y. Measson (2008b). "Demonstration of an ITER Relevant Remote Handling Equipment for Tokamak Close Inspection". *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems, Nice, France*.
- [Khalil & Dombre, 1999] - W. Khalil et E. Dombre (1999). "*Modélisation Identification et Commande des Robots*". Ed. Hermes.
- [Kobayashi & Ozawa, 2003] - H. Kobayashi et R. Ozawa (2003). "Adaptive Neural Network Control of Tendon-Driven Mechanisms with Elastic Tendons". *Automatica, Vol. 39, pp. 1509 – 1519*.
- [Koiter, 1967] - W. T. Koiter (1967) "On the Stability of Elastic Equilibrium". *NASA Technical Report N° F 10-833*.
- [Koren & Weinstein, 1991] - Y. Koren et Y. Weinstein (1991). "Inflatable Structure". *Brevet NASA N° 5065640*.
- [Kurita *et al.*, 2011] - Y. Kurita, Y. Ono, A. Ikeda et T. Ogasawara (2011). "Human-Sized Anthropomorphic Robot Hand with Detachable Mechanism at the Wrist". *Mechanism and Machine Theory, Vol. 46, pp. 53-66*.
- [Le Van & Wielgosz, 2005] - A. Le Van et C. Wielgosz (2005). "Bending and Buckling of Inflatable Beams: Some New Theoretical Results". *Thin-Walled Structures, Vol. 43(8), pp. 1166-1187*.
- [Lee *et al.*, 2008] - J. K. Lee, C. H. Choi, K. H. Yoon, H. J. Lee, B. S. Park et J. S. Yoon (2008). "Design and Evaluation of Cable-Driven Manipulator with Motion Decoupled Joints". *International Conference on Smart Manufacturing Application, Gyeonggi-do, Korea*.
- [LSTC, 2007] - LSTC (2007) "LS-DYNA Keyword User's Guide". N°.

- [MacMahan *et al.*, 2005] - W. MacMahan, B. A. Jones et I. D. Walker (2005). "Design and Implementation of a Multi-Section Continuum Robot: Air-Octor". *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, Edmonton, Alberta, Canada*.
- [Main *et al.*, 1994] - J. A. Main, S. W. Peterson et A. M. Straus (1994). "Load deflection Behaviour of Space-Based Inflated Fabric Beams". *Journal of Aerospace Engineering, Vol. 7(2), pp. 225-238*.
- [Main *et al.*, 1995] - J. A. Main, S. W. Peterson et A. M. Straus (1995). "Beam-Type Bending of Space-Based Inflatable Membrane Structure". *Journal of Aerospace Engineering, Vol. 8(2), pp. 120-125*.
- [Mori *et al.*, 2011] - S. Mori, S. Komada et J. Hirai (2011). "Development and Verification of Simple Tension Distribution Considering Tension Limits for 2-Joint Arm with 3 Pairs of 6 Tendons". *IEEE International Conference on Robotics and Automation, Shanghai, China*.
- [OC Robotics, 2010] - OC Robotics (2010). "Explorer Range".
- [OCrobotics] - OCrobotics. <http://www.ocrobotics.com/>, consulté le 16/08/2012.
- [Otherlab] - Otherlab. <http://www.otherlab.com>, consulté le 03/09/2012.
- [Pieper, 1968] - D. L. Pieper (1968). Thèse de doctorat: "The kinematics of manipulators under computer control". *Stanford University, Department of Computer Science*.
- [Pulsea] - Pulsea. "Fabric Bend Sensor". www.instructables.com/id/Fabric-bend-sensor/, consulté le 03/09/2012.
- [Raghavan & Roth, 1989] - M. Raghavan et B. Roth (1989). "Kinematics Analysis of 6R Manipulator of General Geometry". *International Symposium on Robotics Research, Tokyo, Japan, pp. 314-320*.
- [Riwan & Voisembert, 2010] - A. Riwan et S. Voisembert (2010). "Structure Gonflable Articulée et bras robotisé comportant une telle structure". *Brevet N° 2960468 (A1)*.
- [Robinson & Davies, 1999] - G. Robinson et J. B. C. Davies (1999). "Continuum Robots: A State of the Art". *IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, USA*.
- [Sanan, 2010a] - S. Sanan. (2010a). "PhD candidate, The Robotics Institute, Carnegie Mellon University". www.cs.cmu.edu/~ssanan/web/media.html, consulté le 02/03/2012.

- [Sanan, 2010b] - S. Sanan (2010b). Thèse de doctorat: "Soft Robots for Safe Physical Human Interaction". *Pittsburgh Carnegie Mellon University, The Robotic Institute*.
- [Sanan *et al.*, 2009] - S. Sanan, J. B. Moidel et C. G. Atkeson (2009). "Robots with Inflatable Links". *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems, St. Louis, USA*.
- [Schmidt, 2001] - P. Schmidt (2001). Thèse de doctorat: "An Investigation of Space Suit Mobility With Applications to EVA Operations". *Massachusetts Institute of Technology, Dept. of Aeronautics and Astronautics*.
- [Schmidt & Newman, 2001] - P. B. Schmidt et D. J. Newman (2001). "Modeling Space Suit Mobility: Applications to Design and Operations". *Society of Automotive Engineers International Conference on Environmental Systems, Orlando, USA*.
- [Simone & Kamper, 2005] - L. K. Simone et D. G. Kamper (2005). "Design Considerations for a Wearable Monitor to Measure Finger Posture". *Journal of Neuro-Engineering and Rehabilitation, Vol. 2(5), pp. 1-10*.
- [Suhey *et al.*, 2005] - J. D. Suhey, N. H. Kim et C. Niezrecki (2005). "Numerical Modeling and Design of Inflatable Structures-Application to Open-Ocean-Aquaculture Cages". *Aquacultural Engineering, Vol. 33(4), pp. 285-303*.
- [Tatlícioglu *et al.*, 2007] - E. Tatlícioglu, I. D. Walker et D. M. Dawson (2007). "New Dynamic Models for Planar Extensible Continuum Robot Manipulators". *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, San Diego, USA*.
- [Trivedi *et al.*, 2008] - D. Trivedi, D. Dienno et C. D. Rahn (2008). "Optimal, Model-Based Design of Soft Robotic Manipulators". *ASME Journal of Mechanical Design, Vol. 130(9), pp. 14021-14029*.
- [Troufflard *et al.*, 2007] - J. Troufflard, J. M. Cadou et G. Rio (2007). "Simulation Numérique de Recherche de Forme : Application aux Gilets de Sauvetage Gonflables". *Congrès Français de Mécanique, Grenoble, France*.
- [Troufflard *et al.*, 2010] - J. Troufflard, J. M. Cadou et G. Rio (2010). "Recherche de Forme des Gilets de Sauvetage Gonflables". *Mécanique et Industrie, Vol. 11(2), pp. 117-122*.
- [Tsiatas & Katsikadelis, 2006] - G. C. Tsiatas et J. T. Katsikadelis (2006). "Large Deflection Analysis of Elastic Space Membranes". *International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 65(2), pp. 264-294*.

- [Veldman, 2006] - S. L. Veldman (2006). "Wrinkling Prediction of Cylindrical and Conical Inflated Cantilever Beams Under Torsion and Bending". *Thin-Walled Structures*, Vol. **44**(4), pp. 211–215.
- [Vertut & Coiffet, 1985] - J. Vertut et C. Coiffet (1985). "*Teleoperation and Robotics – Evolution and Development*". Ed. Hermes.
- [Voisembert *et al.*, 2011a] - S. Voisembert, A. Riwan, N. Mechbal et A. Barraco (2011a). "A Novel Inflatable Robot with Constant Continuous Volume". *IEEE International Conference on Robotics and automation, Shanghai, China*, pp. 5843 - 5848
- [Voisembert *et al.*, 2011b] - S. Voisembert, A. Riwan, N. Mechbal et A. Barraco (2011b). "A Novel Inflatable Tendon Driven Manipulator with Constant Volume". *IDETC ASME Mechanisms and Robotics Conference, Washington, USA*, pp. 1233-1242
- [Walker *et al.*, 2006] - I. D. Walker, C. Carreras, R. McDonnell et G. Grimes (2006). "Extension versus Bending for Continuum Robots". *International Journal of Advanced Robotic Systems*, Vol. **3**(2), pp. 171-178.
- [Wang & Nefske, 1988] - J. T. Wang et O. J. Nefske (1988). "A New CAL3D Airbag Inflation Model". *Society of Automotive Engineers Transactions*.
- [Wielgosz & Thomas, 2002] - C. Wielgosz et J. C. Thomas (2002). "Deflection of Inflatable Fabric Panels at High Pressure". *Thin Walled Structures*, Vol. **40**, pp. 523-536.
- [Wielgosz *et al.*, 2008] - C. Wielgosz, J. C. Thomas et A. Le Van (2008). "Mechanics of Inflatable Fabric Beams". *International Conference on Computational & Experimental Engineering and Sciences Honolulu, Hawaii, USA*.
- [Yeon *et al.*, 2008] - J. S. Yeon, J. H. Park et S.-H. Lee (2008). "Practical Robust Control for Flexible Joint Robot Manipulators". *IFAC Proceedings of the 17th World Congress, Seoul, Korea*, pp. 11769-11774.

CONCEPTION ET MODELISATION D'UN BRAS D'INSPECTION ROBOTISE ULTRA-LEGER

RESUME : Les robots dits à fort élanement, utilisés pour des opérations d'inspection et de maintenance en environnement hostile à l'homme, encombré, et accessible uniquement par des orifices de très faible diamètre, sont caractérisés par leur très grand ratio longueur sur diamètre. Aujourd'hui, malgré l'emploi de composants et de matériaux sophistiqués, ces robots ont atteint leur limite de performances. Franchir significativement cette limite nécessite un changement de paradigme. La TRIZ (théorie de résolution des problèmes inventifs), qui construit un processus systématique de résolution de problème technique, conduit naturellement à identifier l'origine de la contradiction : le poids propre des robots, et par conséquent leur masse en présence de gravité. Elle propose notamment de postuler l'existence d'un robot sans masse. L'analyse des propriétés d'un tel robot conduit à l'élaboration du concept breveté de robot ultraléger gonflé, ayant un volume constant unique et des articulations préservant le diamètre de la section. Ce nouvel objet aurait de nombreux autres avantages tels que la facilité de mise en œuvre, l'innocuité par rapport à l'environnement et donc des contacts sans dommages avec celui-ci. Son grand son rayon d'action et son coût prévisionnel très réduit peuvent lui donner accès à de nombreuses applications nouvelles. L'objet de ce travail de thèse est donc l'élaboration des concepts techniques et des méthodes de dimensionnement adaptés à ce robot ultraléger gonflé. Ainsi, les performances du robot gonflable en termes de capacité de charge et de portée sont validées analytiquement. Des expérimentations et une modélisation par éléments finis permettent d'effectuer un pré-dimensionnement des articulations. Différents modes de réalisation ont été prototypés en partenariat avec une entreprise spécialiste du textile technique. Ces articulations font aussi l'objet d'un modèle simplifié de type masse-ressort pour la simulation rapide des déformations d'un robot à degrés de liberté. Les actionneurs et capteurs font l'objet d'une préconception et une transmission originale à base de câble et adaptée à la cinématique particulière des articulations est développée. Enfin des modèles géométriques et cinématiques sont définis et le problème de la commande d'un tel robot est posé en vue des travaux à venir.

Mots clés : robot gonflable, robot d'inspection, fort élanement, robot ultraléger, articulations à volume constant, TRIZ, expérimentation, conception, modélisation EF.

ULTRA LIGHT INSPECTION ROBOTIC ARM, DESIGN AND MODELING

ABSTRACT : One of the major challenges in robotics is the improvement of inspections operations in confined and hazardous area using unmanned remote handling systems. Articulated arm are used in this case to carry some diagnostic tools for the inspection tasks. These long reach multi-link carriers should be characterized by a large workspace and reduced mass. Today, with about ten degrees of freedom and ten meters long they have reached their performance limit. Indeed, for long reach ,the arm should have enough torque to carry its own weight plus the payload in cantilever mode and enough stiffness to minimize the deflection caused by the gravity. Despite the use of best materials and components, this kind of robot has reach its performance limit. Overcoming this limit needs a change in paradigms. Therefore a problem-solving, analysis and forecasting tool TRIZ (theory of inventive problem solving) is used. It leads naturally to identify the origin of the dilemma: the proper weight of the arm and so its mass under gravity. In particular, it proposes to postulate that a no-mass robot exists. An analysis of the properties of such a robot leads to the patented concept of an ultra light inflatable robot with unique and constant volume and constant diameter joints. This new object would benefit from advantages such as easy implementation, harmlessness toward its environment and so the ability to lean on it without damage. Therefore it could easily increase its range and its foreseen low-cost building would open a wide field of new applications. This thesis work, elaborates appropriate technical concepts and dimensioning methods for ultra light inflatable robots. The payload and length performances of an inflatable robot are analytically validated. Experimentations and a finite-element modeling are used for a pre-dimensioning of the joints and different modes of construction are prototyped in partnership with, specialized company in thigh-tech textile. The joints are also modeled with a simple mass-spring system for time efficient simulations of deflections under load of a DOF inflatable robot. Actuators and sensors are pre-designed and an original cable transmission is developed. Finally, the geometric and kinematic models are built and we set the control problem of such a robot for future works.

Keywords : inflatable robot, inspection robot, long range, robot manipulator, ultra-light robot, constant volume joint, TRIZ, experimentation, design, finite-element modeling.