



HAL
open science

Contribution au développement d'un dispositif de sécurité intelligente pour la cobotique

Younsse Ayoubi

► **To cite this version:**

Younsse Ayoubi. Contribution au développement d'un dispositif de sécurité intelligente pour la cobotique. Automatique / Robotique. Université de Poitiers, 2018. Français. NNT : 2018POIT2278 . tel-02015982

HAL Id: tel-02015982

<https://theses.hal.science/tel-02015982v1>

Submitted on 12 Feb 2019

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.



THÈSE

Pour l'obtention du grade de
DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE POITIERS
UFR des sciences fondamentales et appliquées
Pôle poitevin de recherche pour l'ingénieur en mécanique, matériaux et énergétique -
PPRIMME (Poitiers)
(Diplôme National - Arrêté du 7 août 2006)

École doctorale : Sciences et ingénierie en matériaux, mécanique, énergétique et
aéronautique SIMMEA (Poitiers)

Secteur de recherche : Génie mécanique, productique, transport

Présentée par :

Younsse AYOUBI

Contribution au développement d'un dispositif de sécurité intelligente pour la cobotique

Directeur(s) de Thèse :

Saïd ZEGHLOUL, Med Amine LARIBI, Fabien
COURREGES

Jury :

Philippe Wenger	Directeur de recherche, Université de Nantes
Gérard Poisson	Professeur des Universités, Université d'Orléans
Belhassen Chedli Bouzgarrou	Maître de conférences-HDR, SIGMA Clermont
Bruneau Olivier	Professeur des Universités, Université Paris-Saclay
Saïd Zeghloul	Professeur des Universités, Université de Poitiers
Med Amine Laribi	Maître de conférences-HDR, Université de Poitiers
Fabien Courreges	Maître de conférences, Université de Limoges
Marc Arsicault	Maître de conférences-HDR, Université de Poitiers

« La destination du chercheur dépend de la route qu'il suit. »

Mohyiddin Ibn 'Arabi.

Remerciements

Je voudrais d'abord remercier mon directeur de thèse, le professeur Saïd Zeghloul, de m'avoir accueilli au sein de son équipe RoBioSS. A qui je suis reconnaissant pour le temps qui m'a consacré, sa franchise et sa sympathie. J'ai beaucoup appris de lui et je lui adresse ma gratitude pour tout cela. Egalement, je remercie le docteur Med Amine Laribi, qui m'a accompagné tout au long de la thèse et avec qui on a eu des longues discussions de fond qui ont abouti à ce travail. M. Laribi avec son engagement m'a porté un grand soutien scientifique et je suis reconnaissant pour tous ses contributions. Je remercie aussi le docteur Fabien Courreges pour tous ses remarques et conseils qui m'ont aidé à avancer dans cette thèse. Je tiens aussi à remercier le docteur Marc Arsicault, le chef du projet ANR-SISCob qui m'a porté beaucoup d'aide afin d'accélérer la réalisation des premiers prototypes. Et pour la confiance qui m'a confié.

Je remercie les membres externes du jury Philippe Wenger, Belhassen Chedli Bouzgarrou, Gérard Poisson et Bruneau Olivier pour l'intérêt porté à ce travail de recherche.

Je remercie aussi tous les membres de l'équipe RoBioSS, pour le temps qu'on a passé ensemble dans la bonne humeur et les nombreuses discussions qu'on a eues : Antoine, Camille, Célestin, Guillaume, Harrison, Houssein, Hussein, Jean-Pierre, Jeremy, Margot, Pascal, Philippe, Pierre. Et tout le personnel du département génie mécanique et systèmes complexes : Catherine, Estelle, Laurence et Mickaël.

Je tiens finalement à remercier mes parents, ma famille et mes amis pour leur soutien et leurs encouragements.

Résumé :

Au cours des dernières années, nous avons assisté à un changement de paradigme, passant de la fabrication de robots rigides à des robots compliants. Ceci est dû à plusieurs raisons telles que l'amélioration de l'efficacité des robots dans la réalisation des mouvements explosifs ou cycliques. En fait, l'une des premières motivations à l'origine de ce changement est la sécurité. Parlant de la sécurité à la fois du sujet humain et du robot, tout en s'engageant dans des tâches collaboratives. Ainsi la désignation des cobots. Les cobots peuvent aider un opérateur humain expérimenté dans plusieurs domaines où la précision est essentielle, comme les applications industrielles ou les tâches médicales. Jusqu'à présent, les cobots présentent toujours des problèmes de sécurité, même avec des recommandations réglementaires telles que ISO / TS 15066 et ISO 10218-1 et 2 qui limitent leurs avantages économiques. Dans cette vue, plusieurs projets de recherche ont été lancés dans le monde entier pour améliorer la dynamique des cobots par rapport à la sécurité, ANR-SISCob (Safety Intelligent Sensor for cobots) étant l'un de ces projets. Les travaux menés au cours de cette thèse ont pour but de concevoir des dispositifs de sécurité qui sécuriseront les robots en y introduisant l'aspect de compliance. En effet, nous avons développé deux dispositifs dans lesquels l'aspect sécurité est atteint avec deux approches différentes :

- Prismatic Compliant Joint (PCJ) : qui vise à la mise en œuvre dans les articulations linéaires, car peu de travaux ont traité de tels systèmes d'actionnement. Ici, la sécurité est atteinte biomimétiquement tout en faisant face à d'autres critères de sécurité liés aux propriétés mécaniques du corps humain.
- Variable Stiffness Safety Oriented Mechanism (V2SOM) : Contrairement au premier dispositif d'inspiration biomimétique qui sert aux systèmes d'actionnement linéaires, le profil de sécurité du V2SOM est axé sur la sécurité selon deux critères de sécurité : force d'impact et HIC. L'aspect 'orienté sécurité' est dû à ce que nous appelons la capacité de *découplage d'inertie* de son profil de rigidité. V2SOM est actuellement dans ses dernières étapes de brevetage.

Ces deux appareils seront intégrés dans notre SRA (un robot fabriqué en interne).

Mots-clés : PCJ, V2SOM, cobot, sécurité de l'interaction physique homme robot.

Abstract:

In the recent years, we witnessed a paradigm shift from making stiff robots toward compliant ones. This is due to several reasons such as enhancing the efficiency of robots in making explosive or cyclic motion. In fact, one of the earliest motivations from which this change stems are safety. Speaking of safety of both the human subject and the robot alike, while engaging in a collaborative task. Thus, the designation of cobots. Cobots may assist well-experienced human operator in several domains where precision is a must, such as industrial applications or medical tasks. Until now cobots still display safety concerns, even with regulatory recommendations such as ISO/TS 15066 and ISO 10218-1 et 2 that limits their economic benefits. In this view, several research projects were launched worldwide to enhance the cobot's dynamics vs safety, ANR-SISCob (Safety Intelligent Sensor for cobots) is one of these projects. The works conducted during this thesis aims at making safety devices that will make robots safe by introducing compliance aspect in them.

Indeed, we developed two devices in which safety aspect is achieved with two different approaches:

- Prismatic Compliant Joint (PCJ): is aimed at prismatic joint's implementation, as few works have dealt with such actuation systems. Herein, safety is biomimetically attained while coping with other safety criteria related to the mechanical properties of human body.
- Variable Stiffness Safety Oriented Mechanism (V2SOM): Unlike the first device that's biomimetically inspired and serves at linear actuation systems, V2SOM's safety profile is safety oriented according to two safety criteria Impact force and HIC, and is designed for rotary actuation. The safety oriented aspect is due to what we call *inertia decoupling* capacity of its stiffness profile. V2SOM is currently in its final patenting process.

Both these devices will be integrated in our SRA (an in-house made robot).

Keywords: PCJ, V2SOM, cobot, safety of physical human robot interaction.

Table des matières

Introduction générale.....	1
I. Les robots collaboratifs à comportement compliant sûr.....	3
1. Introduction	3
2. Pourquoi des robots à comportement compliant ?.....	3
2.1. Robot sériel pour applications industrielles ou médicales.....	4
2.2. Humanoïde	6
3. Le comportement compliant en robotique.....	7
3.1. Approche passive.....	8
3.2. Approche Active :.....	9
3.3. Approche semi-passive :.....	10
3.4. D'autres types de VSA :.....	16
3.5. Résumé des approches d'actionnement compliant :.....	18
4. La problématique de la sécurité en cobotique :	18
4.1. Discussion des critères de sécurité	19
4.2. Les directives de l'ISO/TS 15066	21
5. Conclusion :.....	23
II. Méthodologie de conception d'un dispositif biomimétique passif pour les liaisons prismatiques	24
1. Introduction	24
2. Etat de l'art des mécanismes de sécurité à mouvement linéaire.....	24
3. Définition du Prismatic Compliant Joint.....	26
3.1. Modèle cinématique du PCJ.....	26
3.2. Analyse statique des forces	27
4. Caractéristique du PCJ	28
4.1. Modèle mécanique du PCJ	28
4.2. Modèle de Hunt-Crossley et les critères de sécurités	31
5. Synthèse optimale du mécanisme à six-barres	36
5.1. Formulation du problème d'optimisation	36
5.2. La fonction objective et les contraintes	37
6. Résultats et discussion.....	38
6.1. Méthode d'algorithme génétique.....	38

6.2.	Prototype	39
7.	Conclusion.....	40
III.	La conception du mécanisme de sécurité V2SOM.....	42
1.	Introduction	42
2.	Principe de fonctionnement du V2SOM	42
2.1.	Bloc générateur de rigidité : SGB	43
2.2.	Bloc d'ajustement de la rigidité : SAB.....	47
2.3.	Correction de la came.....	49
2.4.	La caractéristique complète du V2SOM	50
2.5.	Principe de dimensionnement du V2SOM :.....	51
3.	Système de commande interne du V2SOM :	52
4.	Caractérisation du premier prototype V2SOM.....	55
5.	Conclusion.....	57
IV.	Directives préventives de sécurité pour les cobots à base de V2SOM sûrs	58
1.	Introduction	58
2.	V2SOM et les autres VSAs :.....	58
3.	Critères de sécurité du modèle de collision Robot humain	59
3.1.	Problématique de la sécurité.....	59
3.2.	Modèle de collision du bras de robot contre une tête artificielle.....	61
3.3.	Évaluation des critères de sécurité.....	62
4.	Comparaison entre la caractéristique V2SOM et la rigidité constante.....	63
4.1.	Effet des variables du côté rotor	63
4.2.	Efficacité de la rigidité du revêtement.....	66
4.3.	Effet combiné de (θ_1, c)	67
4.4.	Résumé des résultats de la simulation	68
5.	Comment V2SOM peut-il être actionné en toute sécurité ?.....	68
5.1.	Hypothèses	69
5.2.	Méthode de résolution	69
5.3.	Résultats de la simulation.....	70
5.4.	Résumé des résultats de la simulation	71
6.	Considérations de sécurité pour les cobots à base de V2SOM.....	73
7.	Conclusion.....	76
	Conclusion et perspectives :.....	78
	Annexe :	79

Bibliographie	81
Publications	86

Table des FIGURES

Figure I-1: Robot UR3 de Universal Robot .	5
Figure I-2: le robot APAS de Bosch	5
Figure I-3 BionicCobot intégrant des composantes pneumatiques pour garantir un comportement compliant [1].	6
Figure I-4: a) Valkyrie de la NASA b) et ses moteurs compliants (Serial Elastic Actuator- SEA) [2]...	6
Figure I-5: Humanoïde Justin sur une plateforme fixe [3].	7
Figure I-6 : Nombre de publications autour de la thématique de l'actionnement compliant des robots selon google scholar [4].	8
Figure I-7: a) le système ressort du CompAct b) sa caractéristique rigidité en fonction de déformation élastique [5].	8
Figure I-8: L'élément élastique du SEA de [6].	9
Figure I-9: Schéma de base de la commande en impédance [11].	9
Figure I-10: Schéma de base de la commande en admittance [11].	10
Figure I-11 : Actionneur à amortissement VPDA de [16].	11
Figure I-12: Prototype de FSJ [23] a) CAO b) principe de fonctionnement c) caractéristique couple en fonction de déflexion et le paramètre de réglage.	13
Figure I-13: Principe de fonctionnement du QA-Joint et sa caractéristique [21].	14
Figure I-14:a) Arrangement antagoniste, b) caractéristique des ressorts non linéaires [24].	14
Figure I-15: Arrangement antagoniste bidirectionnel a) mode normal b) mode d'aide [24].	15
Figure I-16: Actionneur M ² -VSA de [29] : A-étage à ressorts 1, B-étage à aimant, C-étage à ressorts 2, D- prototype de M ² -VSA, E-modèle CAO du M ² -VSA montrant le moteur d'ajustement du coefficient d'amortissement.	17
Figure I-17: modèle de l'étage à aimants de M ² -VSA, sous Maxwell.	17
Figure I-18: Principe de fonctionnement SLM [30] : a) SLM en mode normal (gauche) sous effet de collision le fil de liaison se relaxe (à droite), b) le mécanisme de mise en tension du fil.	18
Figure I-19: Critères de sécurité appropriés à chaque région du corps humain, extrait de [32].	20
Figure II.1: Courbes force en fonction de la déformation élastique du mécanisme [45]	25
Figure II.2: Principe de fonctionnement du mécanisme [45] en : a) configuration flexible b) configuration rigide	25
Figure II.3: Schéma cinématique et paramétrage du mécanisme à six barres.	26
Figure II.4 : Schémas descriptifs des segments du PCJ (a) segment 4 (b) segment 3 et (c) segment 2.	28
Figure II.5 : manipulateur biomimétique en contact contre un obstacle extérieur (a) Compliance introduite dans la liaison pivot (b) schéma équivalent en utilisant le PCJ.	30
Figure II.6 : la caractéristique générale du PCJ configurable.	31

Figure II.7 : Installation expérimentale.	32
Figure II.8 : Modèle de collision de la tête humaine contre une masse mobile du robot.	34
Figure II.9 : Evaluation du HIC pour les deux couplages (rigidité élevée et PCJ).....	35
Figure II.10: Evaluation de la force d'impact pour les deux couplages (rigidité élevée et PCJ).	36
Figure II.11: Modèle du PCJ en Simulink/SimMechanics.	39
Figure II.12 : Courbes du PCJ proposé (a) F_e en fonction y_5 (b) S en fonction y_5	39
Figure II.13 : Modèle CAO du PCJ (à gauche) et son prototype (à droite).....	40
Figure II.14 : Courbes théorique et expérimental du PCJ, F_e en fonction y_5	40
Figure III-1: Schéma cinématique du V2SOM.	43
Figure III-2: Bloc du générateur de rigidité (a) au repos $\gamma = 0$ ($T\gamma = 0$) (b) à la déflexion $\gamma \neq 0$ ($T\gamma$) (c) Paramètres géométriques du contact came-galet (d) Forces de contact sur le galet.	44
Figure III-3: La caractéristique couple - déviation du SGB dans les deux modes fonctionnels de V2SOM.	47
Figure III-4: Bloc de réglage de la rigidité SAB (a) Vue en coupe transversale du modèle CAO (b) Schéma simplifié avec une seule couronne.	48
Figure III-5 : Courbes du rapport de réduction du SAB $T\theta T\gamma$ (en pointillés) et leur approximation idéale $Fideal$ (en trait solide).	49
Figure III-6: Courbes du rapport de réduction du SAB corrigé (en pointillés) et leur approximation idéale $Fideal$ (en trait solide).	50
Figure III-7: Caractéristique du V2SOM pour onze différentes valeurs de a.....	51
Figure III-8 : Résumé du principe de fonctionnement du V2SOM.	52
Figure III-9 : Schéma du système de commande du V2SOM.	53
Figure III-10 : Schéma de fonctions gérées par le contrôleur local du V2SOM.	54
Figure III-11 : Prototype de V2SOM.	55
Figure III-12 : Caractéristique couple en fonction de déflexion élastique du premier prototype V2SOM.	56
Figure IV-1 : VSA comme étant un système d'actionnement couplé à un VSM.	60
Figure IV-2 : Profils de couple et de rigidité des VSM les plus courants.	61
Figure IV-3 : Modèle de collision de la tête artificielle contre le bras de robot.....	62
Figure IV-4 : Profils de rigidité V2SO et CS statiquement équivalents.....	64
Figure IV-5 : Effet du rotor sur les critères de sécurité pour les caractéristiques V2SO et CS - (τ_{rotor} , T_{max} , T_1) = 10,15,12Nm; $c = 37$; $\theta_1 = \pi$ rad. s ⁻¹ ; $kc = 1500$ N/m.....	65
Figure IV-6 : Effet τ_{rotor} sur les critères de sécurité pour les caractéristiques V2SO et CS- $I_{rotor} = 0.175$ Kg.m ² ;(τ_{rotor} , T_{max} , T_1) = (7.5→30, 15,12) Nm; $c = 37$; $\theta_1 = \pi$ rad. s ⁻¹	65

Figure IV-7 : Impact de la rigidité de la couverture kc sur les critères de sécurité pour les caractéristiques V2SO et CS - $I_{rotor} = 0,175 \text{ Kg.m}^2$; $(\tau_{rotor}, T_{max}, T1) = (10, 15, 12)[\text{Nm}]$; $c = 46$; $\theta_1 = \pi \text{rad.s}^{-1}$	67
Figure IV-8 : Effet combiné de (θ_1, c) sur les critères de sécurité pour les caractéristiques V2SO et CS - $I_{rotor} = 0,175 \text{ Kg.m}^2$; $(\tau_{rotor}, T_{max}, T1) = (10, 15, 12)[\text{Nm}]$; $c = 31 \rightarrow 92$; $\theta_1 = 0.5\pi \rightarrow 1.1\pi \text{rad.s}^{-1}$	68
Figure IV-9 : Courbes de couple V2SOM pour vingt différents réglages.....	70
Figure IV-10 : Effet du I_{rotor} sur $\max(\theta_{arm})$ atteignable en toute sécurité dans les deux scénarios; No Collision Detection Reaction (NCDR) With Collision Detection Reaction (WCDR) et - $\tau_{rotor}T_{max} = 0.5$; $l = 0.6\text{m}$	72
Figure IV-11 : Effet de $\tau_{rotor}T_{max}$ sur le $\max(\theta_{arm})$ atteignable en toute sécurité dans les deux scénarios; No Collision Detection Reaction (NCDR) With Collision Detection Reaction (WCDR) - $I_{rotor} = 0.5 \text{ Kg.m}^2$; $l = 0.6\text{m}$	72
Figure IV-12 : Effet de l sur le $\max(\theta_{arm})$ atteignable en toute sécurité dans les deux scénarios; No Collision Detection Reaction (NCDR) With Collision Detection Reaction (WCDR) - $I_{rotor} = 0.175 \text{ Kg.m}^2$; $(\tau_{rotor}, T_{max}) = (10, 15)[\text{Nm}]$	73
Figure IV-13 : a) Collision d'un manipulateur série n-DoF contre un mannequin matériel b) schéma équivalent de la collision.	75

Table des Tableaux

Tableau I-1 : Limites de sécurité de critères biomécaniques pour la collaboration homme-robot. ____	22
Tableau II-1 : Paramètres du PCJ. _____	26
Tableau II-2 : Seuils des critères de sécurité, régions les plus critiques de l'ISO/TS 15066 et [48]]. _	31
Tableau II-3 : Liste de paramètres et leur description. _____	32
Tableau II-4 : Paramètres de la simulation du modèle de collision Homme/Robot. _____	34
Tableau II-5 : Les paramètres de l'AG. _____	38
Tableau II-6 : Intervalle limites de variables de conception. _____	38
Tableau II-7 : Résultat d'optimisation d mécanisme à six-barres. _____	38
Tableau III-1 : Caractéristiques mécaniques et électriques du V2SOM. _____	56
Tableau IV-1 : Les seuils des critères de sécurité des régions les plus sensibles du corps humain d'après IS/TS15066 [49] et [48]. _____	61

Acronymes

AIS	Abbreviated Injury Scale
CC	Compression Criterion
CS	Constant Stiffness
DoF	degree of freedom
HIC	Head Injury Criterion
HR	Human-Robot
ImpF	Impact Force criterion
NCDR	No Collision Detection Reaction
PCJ	Prismatic Compliant Joint
pHRI	physical Human Robot Interaction
V2SO	V2SOM's stiffness profile
V2SOM	Variable Stiffness Safety Oriented Mechanism
VSA	Variable Stiffness Actuator
VSM	Variable Stiffness Mechanism
WCDR	With Collision Detection Reaction

Introduction générale

La quatrième révolution industrielle, nommée Industrie 4.0, est un nouveau concept de production qui fait appel à une intégration complète des différentes technologies existantes, à savoir la robotique, réalité augmentée et Big Data ... L'objectif de cette révolution est reconnu comme « Smart Product », c.à.d. un produit à haute personnalisation de la part du consommateur final, tout en intervenant dans son processus de production. L'un des axes principaux de changement de paradigme est la cobotique, qui permet d'accélérer l'adaptation des processus de production via la collaboration des robots avec des opérateurs humains expérimentés.

D'ailleurs, le principe de la cobotique peut être appliqué dans d'autres domaines, notamment le médical. Celle-ci est l'idée de base du projet ANR-SISCob, dont ces travaux de thèse font partie. L'objectif ultime du projet de recherche SISCob est de développer une nouvelle composante technologique économiquement attrayante permettant à tout robot de devenir intrinsèquement sûr en interagissant physiquement avec son environnement. De plus, ce nouvel appareil facilitera la conception des robots pour les rendre fiables et collaborer en toute sécurité avec l'humain. Alors que l'apparence simple à première vue, faire interagir physiquement les humains et les robots implique de sérieux problèmes de sécurité. En effet, lorsque les actions du robot peuvent avoir des conséquences néfastes, le problème de la responsabilité légale est soulevé ; il reste sans réponse quand le robot a la capacité de prendre des décisions. Ainsi, pour pallier l'absence d'un cadre légal précis et poursuivre l'expansion des applications robotiques potentielles, de nombreuses équipes de recherche se sont orientées vers le développement de robots intrinsèquement sûrs. Notez que la sécurité intrinsèque implique une forme de structure robotique mécaniquement souple. Cette capacité de compliance soulève de nouveaux défis en termes de conception mécanique et de commande du robot ; le résultat assurera un haut niveau de qualité dans la tâche effectuée tout en assurant la sécurité des personnes et de l'environnement en interaction, ainsi qu'une réduction de la consommation d'énergie lors de la réalisation des mouvements explosifs.

L'objectif scientifique est de développer des modules autonomes à intégrer aux articulations des robots et aux interfaces physiques entre un robot et son environnement. Ces modules devront imiter les articulations biologiques et donneront non seulement une perception tactile et proprioceptive aux robots mais aussi un comportement mécanique adaptatif et intrinsèquement sûr selon une modalité passive. Ces composants mécatroniques sont désignés comme "Safety Intelligent Sensors" (SIS). Ce paradigme est intéressant dans la mesure où les moteurs électriques à structure rigide dominent le marché de la robotique industrielle. Par conséquent, tant que les actionneurs compliants ne sont pas largement disponibles, il est raisonnable de se concentrer sur le développement d'articulations biomimétiques telles que SIS intégrant des services de sécurité et présentant un fort potentiel d'industrialisation rapide.

Cette thèse en co-encadrement entre Institut PPRIME- équipe RoBIOSS et Xlim, visera à développer des SISs dont le comportement est biomimétique ainsi que sûr. Ceci nécessite au premier lieu de déterminer les critères de fonctionnements en se basant sur des études antérieures et d'établir les mesures à satisfaire pour garantir un fonctionnement sûr. Ces mesures seront prises en compte lors du développement des SIS. Les travaux réalisés au cours de cette thèse sont présentés sur quatre volets :

- Premier chapitre : une étude bibliographique extensive de différentes approches proposées dans la littérature scientifique et industrielle sera présentée. Nous classons les différentes solutions afin de mettre en évidence leurs caractéristiques ; avantages et limitations.
- Deuxième chapitre : sera consacré à l'étude du SIS dans le cas d'articulations linéaires. Cette dernière présentera un comportement mécanique biomimétique et une compatibilité d'impédance lors de son interaction avec un sujet humain. Ces deux aspects font la base du comportement intrinsèque sûr. Ce mécanisme est dénommé Prismatic Compliant Joint (PCJ).
- Troisième chapitre : une deuxième solution dédiée aux articulations pivots des robots est proposée. Le résultat est un dispositif mécatronique qui fonctionne en deux modes : passif et semi-passif ; afin de garantir une réponse rapide et robuste vis-à-vis de tout choc potentiel entre le robot et un sujet humain. Ce dispositif permet grâce à ces deux modes d'adopter une réaction instantanée localement contre toute force extérieure, et d'informer le contrôleur central pour agir en coordination avec les autres SISs. On appelle ce dispositif Variable Stiffness Safety Oriented Mechanism (V2SOM).
- Quatrième chapitre : contient une méthodologie d'établissement des conditions de fonctionnement sûr des cobots dotés de V2SOM. Cette méthodologie exploitera une propriété particulière de V2SOM, qu'on a appelée découplage d'inertie. Cette dernière est un point clé pour une absorption sûre de l'énergie cinétique du cobot en mouvement.

La conclusion présente une vue globale sur l'avancement de cette thèse ainsi que les perspectives d'étude découlant de ces travaux.

I. Les robots collaboratifs à comportement compliant sûr

1. Introduction

Ce chapitre présente les principales motivations conduisant au changement de paradigme de la robotique dite « rigide » à la robotique dite « flexible » ou « compliant ». On présente également quelques solutions déjà existantes dans l'industrie. Les différents concepts d'implémentation de ce nouveau paradigme sont mis en évidence, à savoir :

- Approche passive
- Approche active
- Approche semi-active

Les avantages et les limitations de chaque approche sont détaillés dans ce chapitre selon leurs principes de fonctionnement et via des exemples de la littérature scientifique.

Vu, que la sécurité de l'interaction physique entre robot et homme a été le point de départ de cette révolution, plusieurs travaux traitant cette question vont être discutés. En étudiant les sources du risque potentiel contre le sujet humain, certains éléments clés peuvent être identifiés, sur lesquels il faut se baser dans la phase de conception. Les différentes approches visant à introduire de la compliance aux robots seront comparées ainsi que les solutions technologiques qui leurs correspondent.

A la fin de ce chapitre on présente les travaux qui traitent la problématique de quantification de la sécurité de l'interaction physique homme-robot.

2. Pourquoi des robots à comportement compliant ?

A l'opposé du concept de robot rigide doté d'une haute précision de manipulation ainsi que d'une bande passante élevée, parmi d'autres propriétés, on trouve les robots à comportement compliant. On désigne par comportement compliant, toute dynamique présentant une impédance mécanique Z qu'on exprime dans le domaine fréquentiel comme suit :

$$I(s) = \frac{F(s)}{\Theta(s)} \quad \text{Equation I.1}$$

Où $F(s)$ et $\Theta(s)$ sont les transformations de Laplace de la force extérieure $f(t)$ et de son déplacement correspond $\theta(t)$, respectivement.

Dans la communauté des roboticiens, on parle d'un actionnement compliant pour désigner un comportement compliant du robot. Les actionneurs à comportement compliant diffèrent des actionneurs classiques rigides du fait que leur position d'équilibre dépend de la charge externe autant que des propriétés mécaniques intrinsèques à savoir leurs signaux de commande, la rigidité, le coefficient d'amortissement et d'autres...

Pour bien comprendre les premières motivations de la conception de robots flexibles pour remplacer des robots classiques rigides, prenons le cas des robots industriels. Cette catégorie de robots est certainement plus avantageuse qu'un opérateur humain, en termes de robustesse et de précision, mais elle est aussi très inflexible par rapport aux humains. Par exemple, les humains peuvent lancer des objets beaucoup plus loin et les attraper beaucoup plus gracieusement, tout en stockant temporairement de l'énergie dans les tendons naturellement élastiques et les muscles. De tels actionneurs flexibles requièrent toutefois des algorithmes de contrôle plus sophistiqués que ceux utilisés par les robots traditionnels.

Les contributeurs du projet VIATORS ont bien formalisé ce changement de paradigme de la robotique classique (actionnement rigide) à la robotique compliant. Ce projet vise à développer et à exploiter les technologies d'actionnement existantes pour une nouvelle génération de robots qui peuvent coopérer avec les humains et imiter les performances de la manipulation humaine. En même temps, ces robots sont censés être sécurisés, dans le sens où interagir avec eux ne devrait pas constituer un risque de blessure plus élevé pour les humains que l'interaction avec un autre humain. Cela nécessite que les robots ayant une taille et une masse similaires à celles des humains aient également une puissance, une force, une vitesse et une compliance d'interaction comparable.

En parallèle avec VIATORS, on trouve un autre projet européen STIFF dont l'objectif est d'équiper un système main-bras de robot hautement biomimétique avec l'agilité, la robustesse et la polyvalence qui caractérisent le système moteur humain. Ceci nécessite à la fois la compréhension des stratégies de commande du système nerveux de l'humain en plus de l'imitation de la rigidité variable des muscles humains. Dans ce contexte, ils ont identifié les impédances de bras et de main humaine. Puis ils ont développé des techniques d'identification de systèmes en boucle fermée des tâches d'approche et de saisie des objets.

Les avancements achevés à travers ces deux projets s'étalent sur la mécatronique des systèmes d'actionnement en plus de la partie software en intégrant différentes stratégies de commande coopérative.

Pour résumer, les principaux objectifs derrière ce changement de paradigme vers des robots compliant en remplacement des robots rigides, sont en termes de :

- Robustesse, avoir des robots à comportement biomimétique facilitant l'interaction physique avec le milieu extérieur.
- Sécurité de l'interaction homme-robot, pour réaliser des tâches collaboratives comme du *teaching by peg-in-hole*, ou tout simplement lorsque l'homme et le robot partagent un espace de travail commun.
- Accession à des dynamiques élevées : reconnue dans la littérature sur les mouvements explosifs. Dans ce cas, la tâche demandée nécessite une puissance supérieure à celle disponible dans les moteurs qu'on compense en utilisant une énergie élastique emmagasinée.
- Efficacité énergétique : de façon similaire au point précédent, l'énergie élastique emmagasinée intervient pour réaliser des mouvements énergétiquement efficaces. On trouve par exemple les mouvements cycliques qui sont sujet à cet objectif lors du dimensionnement de l'actionnement ou lors de l'établissement de la stratégie de commande.

Dans ce qui suit on cite quelques exemples d'application de robots à comportement compliant :

2.1. Robot sériel pour applications industrielles ou médicales

Les robots collaboratifs (cobots) font l'objet d'un grand intérêt dans la vision Industry 4.0, vu leur flexibilité et adaptabilité aux tâches demandées. Cette dernière est atteinte, de nos jours, soit par de simples interfaces de programmation graphique soit par l'interaction physique directe comme le concept *teaching by peg-in-hole* qui simplifie l'implémentation des tâches répétitives avec une grande adaptabilité. Cette vision de collaboration entre robot et machine pose la question de sécurité et d'ergonomie de l'espace de travail commun. D'où le besoin des normes de sécurité et d'ergonomie, notamment l'ISO/TS 15066 'Robots et dispositifs robotiques -- Robots coopératifs' qui spécifie les conditions de l'exploitation sécurisée et l'ISO 10218-1 et 2 qui indiquent les exigences de sécurité visant la phase de conception. Le robot Kuka LBR iiwa, par exemple, est conçu sur la base de la norme de sécurité ISO 10218 et des nouvelles normes ISO 12100 et ISO 13849 relatives à la collaboration homme-

robot. Le robot LBR iiwa offre la possibilité de commande en impédance en utilisant des capteurs de couple parmi d'autres modes possibles. Ci-après on cite quelques robots proposés dans le commerce visant à répondre à cette question centrale tout en présentant des performances dynamiques industriellement compétitives.

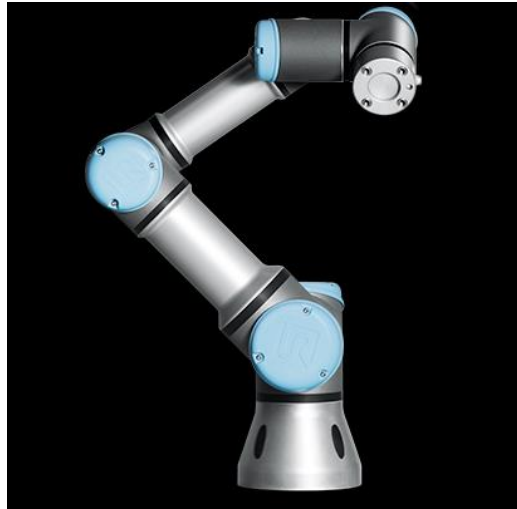


Figure I-1: Robot UR3 de Universal Robot .

Le robot UR3, voir Figure I-1, est un cobot dédié aux charges de 3kg présentant un aspect de sécurité configurable en force entre 50N et 150N. Le comportement compliant est réalisé par une commande en force, faisant partie des solutions à compliance active selon notre classification.

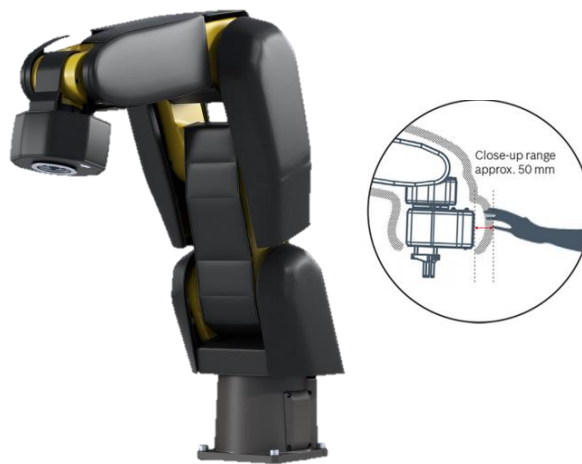


Figure I-2: le robot APAS de Bosch .

Le robot APAS, voir Figure I-2, de Bosch dans sa gamme industrielle n'est pas un robot collaboratif compliant, par contre il est conçu pour des dynamiques élevés et sécurisés pour un fonctionnement avec humain. APAS est équipé d'une peau avec plus de 120 capteurs permettant au robot de détecter une collision potentiel afin de s'arrêter automatiquement et sans dommages à une vitesse de sécurité de 0,5 m / s à une distance de sécurité de 50 mm comme indiqué sur la Figure I-2. On le classe dans la catégorie des solutions à sécurité active.

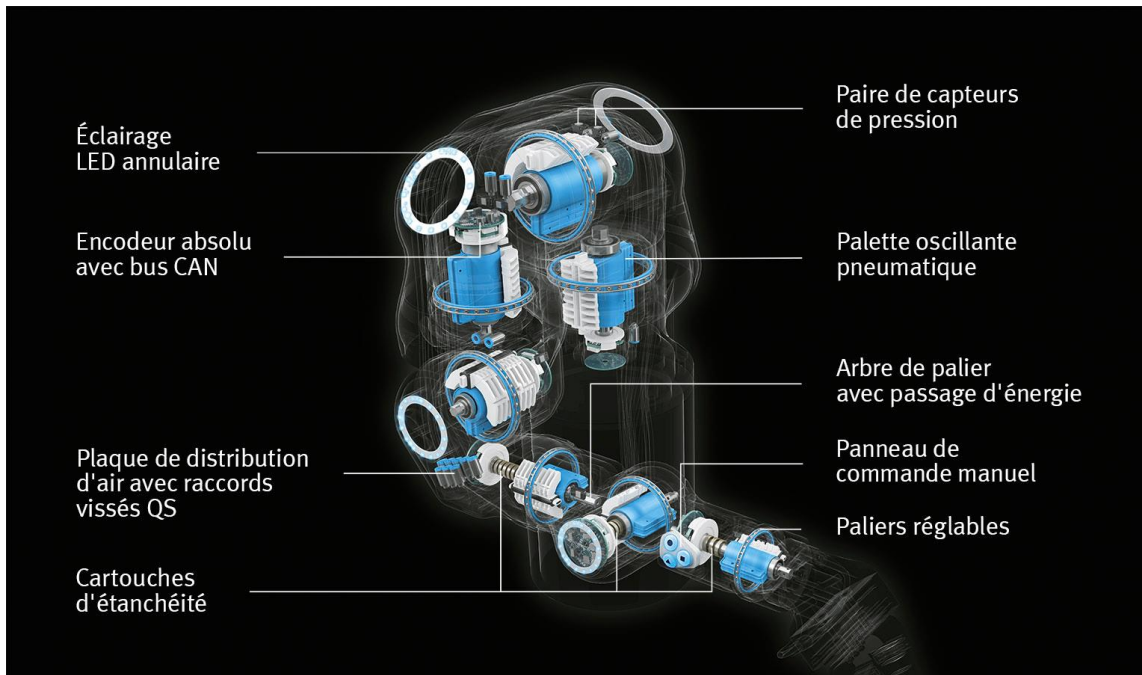


Figure I-3 BionicCobot intégrant des composantes pneumatiques pour garantir un comportement compliant [1].

La Figure I-3 présente le robot BionicCobot à 7 degrés de liberté. Ce robot se distingue par rapport aux autres par son système d'actionnement pneumatique garantissant une compliance intrinsèque via les 'Cartouches d'étanchéité'.

2.2. Humanoïde

Dans la catégorie des robots humanoïdes à comportement compliant, on trouve ceux à base de commande ou ceux qui sont intrinsèquement compliants. Valkyrie conçue par la NASA opte pour une intégration des éléments élastiques, voir Figure I-4. Les principaux objectifs du développement de cette motorisation élastique (de type Serial Elastic Actuator) sont l'amélioration de la stabilité en marche ainsi que l'interaction de l'humanoïde avec un environnement supposé inconnu.

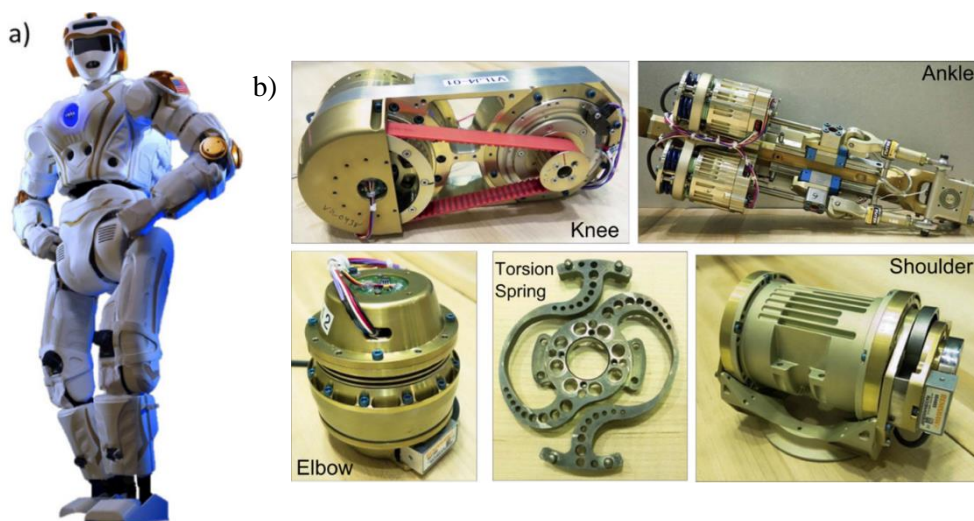


Figure I-4: a) Valkyrie de la NASA b) et ses moteurs compliants (Serial Elastic Actuator- SEA) [2].

De son côté l'agence spatiale allemande (DLR – Institute of Robotics and Mechatronics) a développé le robot Justin [3] doté de commande compliant cartésienne, voir Figure I-5. Comme Valkyrie, ce robot est doté lui aussi d'actionneurs intrinsèquement compliant dans l'objectif d'avoir une bonne interaction physique avec l'environnement extérieur supposé inconnu.

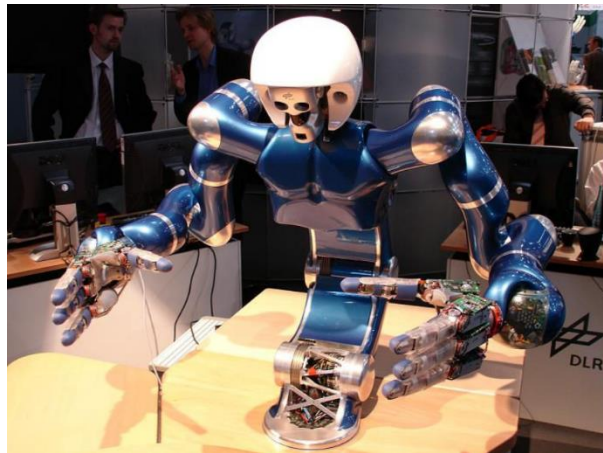


Figure I-5: Humanoïde Justin sur une plateforme fixe [3].

3. Le comportement compliant en robotique

Durant la dernière décennie, une attention croissante s'est développée autour de l'actionnement compliant des robots comme indiqué sur la Figure I-6. La première motivation à développer un comportement mécanique compliant était la sécurité de l'interaction Homme-Robot. Ce volet porte également sur la sécurité du sujet humain et la protection du robot lors de l'interaction avec un environnement rigide non-connu. Suite à ces besoins, d'autres aspects ont commencé à émerger notamment l'efficacité énergétique et l'adaptabilité à plusieurs scénarios de fonctionnement. Les travaux de recherches antérieures ont résulté en une variété de concepts afin d'atteindre un actionnement compliant selon l'une des trois approches suivantes :

- Approche passive : solution purement mécanique à l'origine du comportement compliant. Par exemple : les ressorts.
- Approche active : solution purement control / commande.
- Approche semi-passive : solution intermédiaire combinant les deux approches précédentes.

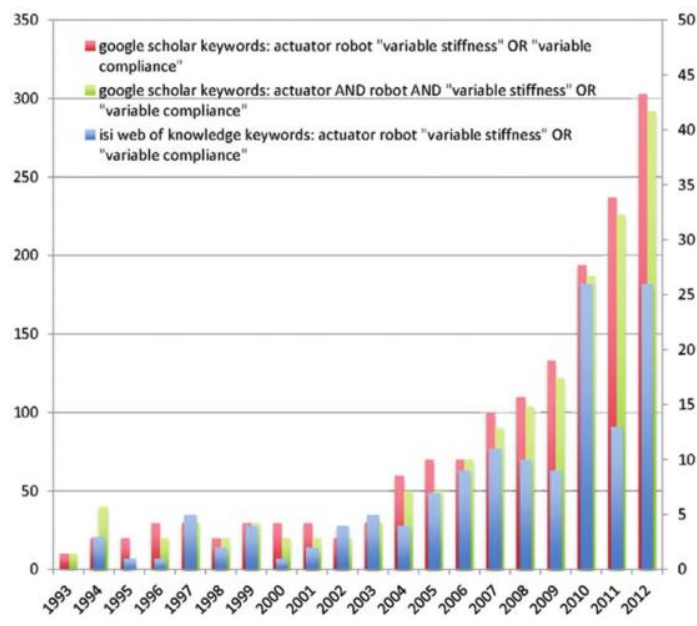


Figure I-6 : Nombre de publications autour de la thématique de l'actionnement compliant des robots selon google scholar [4].

3.1. Approche passive

On obtient un actionneur à comportement compliant passif en intégrant un système mécanique compliant avec un actionneur classique. La solution la plus évidente dans ce sens et tout simplement l'utilisation des ressorts, par contre ce n'est pas la seule comme on va voir dans la suite.

Tsagarakis a introduit *CompAct*TM [5], qu'on classe dans la catégorie Serial Elastic Actuator (SEA). La catégorie SEA repose sur le concept de l'implémentation d'un système à ressorts, ex. Figure I-7-(a), en série avec l'actionneur rigide. Ce mécanisme a été créé dans l'objectif d'avoir un actionneur à la fois compliant et compact, assurant la sécurité grâce à sa rigidité non linéaire, voir Figure I-7-(b), tout en préservant un bon suivi de la trajectoire de référence.



Figure I-7: a) le système ressort du CompAct b) sa caractéristique rigidité en fonction de déformation élastique [5].

Un autre design de la même catégorie est présenté dans [6]. Par contre, l'élément flexible utilisé est une plaque déformable personnalisée à l'application considérée, voir Figure I-8. Ce SEA est conçu pour une application modulaire dont les paramètres sont : la rigidité, la fréquence naturelle et la puissance fournie.

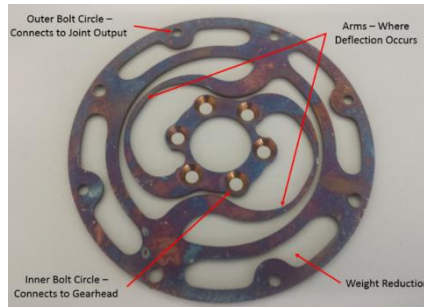


Figure I-8: L'élément élastique du SEA de [6].

3.2. Approche Active :

Ce qu'on désigne par approche active c'est la commande des actionneurs rigides pour imiter un comportement compliant. Cette dernière est considérée comme étant assez mature, [7] [8] [9] [10] [11]. Ces deux principales implémentations sont la commande d'impédance et d'admittance visant toutes deux à mettre en forme la relation dynamique entre la vitesse (ou la position) de l'actionneur et les forces externes appliquées. La différence entre eux est que le schéma d'admittance utilise une boucle de position interne et une boucle de force externe, alors que le schéma d'impédance fait l'inverse. Dans les deux cas, l'impédance / admittance désirée est mise en œuvre dans la boucle externe tandis que la boucle fermée interne est supposée être suffisamment rapide pour que sa dynamique puisse être négligée. Ici on va juste rappeler les schémas de commande de base sans détailler d'autres aspects comme la détection de la collision [12]. Une classification bien détaillée des méthodes les plus utilisées dans la littérature sont présentés dans [11]

3.2.1. Schéma de commande en Impédance :

La commande en impédance mécanique, donnée par l'Equation I.1, est réalisée selon le schéma de base illustré dans Figure I-9. Le bloc E représente les paramètres du robot vue de son environnement, c.à.d. sa configuration géométrique θ et les forces résistantes externes τ_e . Le bloc $F(s)$ est le correcteur en force (ou en couple). Le bloc $sI(s)$ est le correcteur en impédance. Un bloc moteur $M(s)$. θ_r est la référence en position. La boucle extérieure sert à régler l'impédance et la boucle interne pour la commande de la force. L'impédance désirée peut prendre la forme d'un amortisseur couplé à un ressort dans le cas d'utilisation d'un correcteur PD ou des formes plus complexes dans d'autres cas. Vu que la boucle interne contrôle la force appliquée sur l'environnement, il faut que la bande passante à ce niveau soit assez large pour bien interagir avec le milieu externe supposé inconnu. Il est recommandé que l'algorithme utilisé soit de type adaptatif et robuste afin que l'interaction soit fiable.

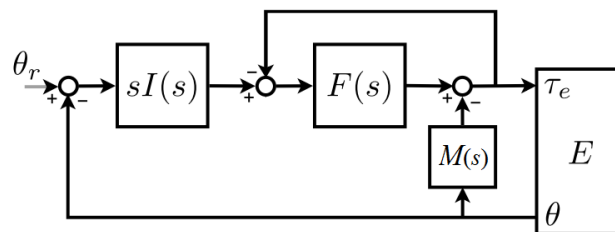


Figure I-9: Schéma de base de la commande en impédance [11].

3.2.2. Schéma de commande en admittance :

L'admittance est l'inverse de l'impédance I , mathématiquement exprimé par :

$$A(s) = \frac{1}{I(s)} = \frac{\theta(s)}{F(s)} \quad \text{Equation I.2}$$

La commande en admittance vise à contrôler, via deux boucles imbriquées, tout comme son dual en impédance, la force d'interaction avec le milieu externe (voir Figure I-10). Le τ_r est la force (ou couple) de référence. Vu que la boucle interne règle la position, le phénomène de friction ne provoque pas de problème, d'où l'aspect de robustesse de ce schéma de commande à la friction surtout la friction statique. Pareil à tous les schémas de commande à boucles imbriquées, la boucle interne doit tourner à haute fréquence tout en préservant la stabilité afin que le schéma soit robuste et que l'interaction soit sûre.

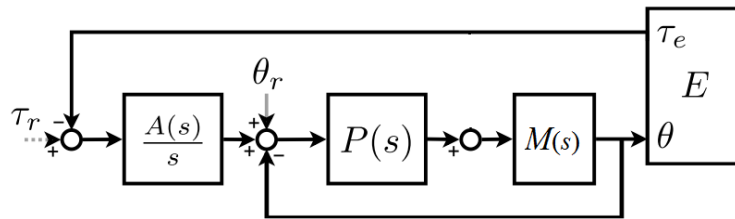


Figure I-10: Schéma de base de la commande en admittance [11].

3.3. Approche semi-passive :

Avant de discuter l'approche semi-passive, on va présenter les limites des deux premières approches pour mettre en évidence l'importance de cette troisième approche. L'approche passive a plusieurs avantages parmi lesquels le découplage inertiel ; l'élément clé pour une interaction physique sécurisée entre l'homme et le robot. Ici on découple l'inertie du bloc moteur/réducteur I_{mr} de l'inertie de la partie en collision. Elle est donnée par :

$$I_{mr} = N^2 * I_m \quad \text{Equation I.3}$$

Avec N rapport de réduction et I_m est l'inertie de l'axe moteur.

De l'Equation I.3, on peut se rendre compte que même avec une faible I_m , un rapport de réduction standard N (ex. 100) va amplifier l'inertie équivalente (apparente) à $10^4 I_m$. Lors d'un choc rapide entre un sujet humain et un robot non-compliant, un actionneur réversible équipé d'un réducteur de coefficient N peut se comporter comme un actionneur non réversible ou réversible sous une force très élevée. Ceci est la source du danger sur lequel la compliance passive intervient afin de réduire l'énergie cinétique effective de l'ensemble en collision avec un obstacle donné (humain ou environnement).

Cette idée de base est liée à la sécurité, il y en a d'autres déjà signalées dans les objectifs du projet VIATORS. Cette compliance passive a un effet négatif sur la précision, sur la commande et sur la dynamique du robot en général. Sauf si on peut l'adapter aux différentes configurations du fonctionnement du robot.

De l'autre côté, on trouve l'approche active qui, au contraire de l'approche passive, n'élimine pas les avantages des robots non-compliants. Cependant, elle pose un inconvénient majeur vis-à-vis la sécurité du sujet humain en collaboration avec le robot. En fait, la phase la plus dangereuse lors d'un choc rapide du robot contre l'homme dure moins de 50ms [13], comme on va voir en détails dans la section des facteurs de sécurité. Cette durée est insuffisante pour la détection et la réaction sécurisée contre l'effet endommageant du choc. Effectivement, la durée de détection plus réaction peut atteindre jusqu'à 200ms selon [12], ce qui est loin d'être suffisant de point de vue sécurité.

De ceci, on conclut que les deux approches ont des inconvénients majeurs qui réduisent leur applicabilité. Pourtant on peut remarquer, qu'en principe, les deux approches passive et active ont des aspects complémentaires. Par conséquent, on peut imaginer une troisième approche qui combine les

avantages afin d'éliminer les inconvénients, cette dernière est l'approche semi-passive. L'idée de base est de concevoir des mécanismes compliants et contrôlables en temps réel afin de les adapter aux différentes configurations désirées du robot.

Durant cette dernière décennie, une grande attention a été attribuée à cette idée principale reconnue sous le nom du VIA, et récemment on parle plus du VSA. L'acronyme VIA est l'abréviation de 'Variable Impedance Actuator', en français l'actionneur à impédance variable ou configurable. Quant aux VSA, 'Variable Stiffness Actuator', ce sont des actionneurs à rigidité variable ou configurable. Donc le VIA est une généralisation du VSA en rajoutant, optionnellement, une composante d'amortissement. La caractéristique du VIA à amortissement peut être exprimée dans le domaine temporelle comme suit :

$$f(t) = c\dot{\theta}(t) + k\theta(t) \quad \text{Equation I.4}$$

Où $f(t)$ est la force ou couple appliqué sur le VIA et θ représente la déflexion du mécanisme (angulaire ou en déplacement). Les paramètres de commande c et k sont les coefficients d'amortissement et de raideur du VIA, respectivement. Les chercheurs, en visant la simplicité du design, se sont focalisés sur la rigidité de l'impédance. Néanmoins on trouve quelques travaux traitant également la composante d'amortissement.

Avant d'entamer la sous-catégorie majeure du VIA, celle de la rigidité pure, quelques exemples de VIA à amortissement contrôlable sont discutés dans la section suivante.

3.3.1. VIA à amortissement contrôlables

En général, ce type de solution offre une meilleure adaptabilité aux oscillations du robot que l'impédance active qui est principalement limitée par sa bande passante. Dans les travaux [14] et [15], les deux solutions à base de fluides électro-rhéologiques ainsi que les fluides magnéto-rhéologiques sont présentées. Dans ces systèmes, les propriétés rhéologiques fluides et la résultante d'amortissement, sont contrôlés par l'application d'un champ électrique ou magnétique. Ces solutions ont typiquement des inconvénients en termes de masse, de poids et de complexité mécanique, qui limitent leur intégration dans les articulations robotisées compactes. Une alternative est constituée par amortisseurs à friction, dans lesquels le contact entre les composants mobiles produit des forces de frottement sec. L'amortissement peut être modulé, par exemple, en modifiant le contact de deux surfaces à travers des actionneurs piézoélectrique tels que proposés dans [16], voir Figure I-11, ou en compressant une pile de disques comme pour le Wafer Disc Brake de [17]. En régulant la force piézoélectrique on contrôle le couple de frottement entre les disques. Ces systèmes sont légers et peuvent être plus facilement intégrés dans les articulations des robots compliants. Par contre, leurs propriétés mécaniques variables dans le temps, à cause de l'usure, nécessitent l'utilisation d'algorithmes de commande adaptative.

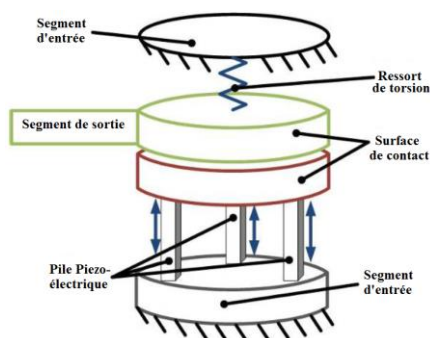


Figure I-11 : Actionneur à amortissement VPDA de [16].

Dans d'autres travaux, comme [18], un actionneur à amortissement et à rigidité contrôlable a été présenté. Ce dernier est composé d'un moteur avec un engrenage Harmonic Drive qui détermine la position de l'articulation couplé à un mécanisme de rigidité et d'amortissement réglable nommé ASD, qui régule physiquement l'impédance de l'articulation. Dans le mécanisme ASD, les ressorts à lames et les amortisseurs linéaires d'air (pistons qui forcent l'air à travers les orifices à un débit contrôlé) sont utilisés pour fournir une rigidité et un amortissement constant ; chacun d'entre eux est rendu variable en contrôlant le rapport de transmission de sa connexion avec l'arbre de sortie. Il faut noter que ce mécanisme offre la possibilité de régulation indépendante des paramètres dynamiques de l'Equation I.4.

3.3.2. Actionneur compliant à rigidité variable : VSA

Le concept du VIA offre une bonne atténuation des oscillations grâce à sa composante d'amortissement. En revanche, les solutions technologiques ont certains inconvénients qui limitent leur utilité. Par exemple pour la fonction de sécurité, les systèmes d'amortissement génèrent (i) une augmentation de la masse mobile ou (ii) une force de résistance élevée lors d'un choc rapide. De même pour la dégradation de la fonction d'efficacité énergétique par frottement. En réalité certains VSAs, comme ceux à base d'architecture antagonistes [19], peuvent être contrôlés afin d'atténuer les oscillations tout en augmentant la rigidité équivalente de l'actionneur.

Selon la dernière rétrospection sur la conception des VSAs [20], les principales caractéristiques de ces systèmes d'actionnement sont en termes de :

- Absorption des chocs : cette fonction est commune à tous les VSAs, cependant la capacité d'absorption du choc et la rapidité de la réaction fait la différence.
- Variation de rigidité avec charge constante : La modification de la rigidité à charge constante est très importante pour un robot flexible qui va lui permettre de bien contrôler la force d'interaction physique avec l'environnement. Comme dans les tâches de polissage d'une surface donnée par le robot.
- Variation de la rigidité à une position constante : ce qu'on cherche ici est la capacité du VSA à changer sa raideur sans changer sa position de sortie, pareil à la contraction des muscles humains. Comme exemple, prenons le scénario où on cherche à garder la position d'un objet maintenu par le robot sous perturbations extérieures ceci nécessite d'augmenter la rigidité du VSA.
- Réalisation des mouvements cycliques : Ce mouvement consiste en phases répétitives d'accélération et de décélération du segment actionné. Dans la phase de décélération, l'énergie cinétique du segment en question est transformée en énergie potentielle du ressort. Lorsque le lien est à son amplitude maximale, toute l'énergie cinétique de la masse de liaison est transformée en énergie potentielle du ressort. Cette énergie potentielle est libérée lors de la phase d'accélération suivante et convertie en énergie cinétique du segment. La fréquence de ce mouvement cyclique dépend de la fréquence propre du système et peut être affectée par un changement de la rigidité ou de la configuration du robot.
- Réalisation des mouvements explosifs : Ce type de mouvement peut être atteint en utilisant la méthode des mouvements cycliques ou en utilisant un actionneur capable de stocker de l'énergie élastique, exemple les VSAs à base d'architecture antagoniste [21].

En principe un VSA donné ne peut que présenter qu'un compromis entre tous ces propriétés. Par exemple, le premier point lié à la sécurité est effectivement en opposition avec le cinquième point. D'où cette liaison entre la conception des VSA et leurs applications objectives. Pour cette raison-là, la rétrospective de [20] a énuméré deux groupes de facteurs en contradiction qu'il faut prendre en compte lors de la conception. Le premier groupe contient : le prix, le volume et le poids. Le deuxième groupe

concerne : la précision, l'intervalle de rigidité, l'efficacité, l'énergie élastique stockable et la puissance de sortie maximale.

Ces facteurs quantitatifs sont liés en premier lieu à l'architecture de base du VSA. Cette dernière est résumée dans la retrospective [22], qui servira comme référence pour illustrer et discuter les propriétés de quelques exemples.

a- VSAs purement sériels :

Dans l'architecture sérielle deux moteurs en série sont utilisés (1) un moteur assez puissant pour l'actionnement et (2) un moteur relativement plus petit que le premier pour l'ajustement de la rigidité. Dans ce contexte, Wolf a introduit dans [23] le FSJ (Floating Spring Joint) dont la CAO et l'architecture de fonctionnement sont présentées dans la Figure I-12 (a-b). Ce mécanisme est développé afin d'imiter la compliance du muscle biologique dont la caractéristique est illustrée en Figure I-12 (c). Le paramètre σ sert à ajuster la compliance apparente du FSJ via le couple moteur d'ajustement et le mécanisme compliant à base d'un système à came, voir Figure I-12 (a). Vu que FSJ est conçu pour être intégré dans l'humanoïde Justin, l'efficacité énergétique est cruciale. Effectivement, le moteur d'ajustement est de consommation faible ce qui est la raison de sa faible puissance et son cycle de marche est lié au moment d'ajustement de la rigidité (minimum est de 0.33s). La robustesse intrinsèque des pièces constituant le FSJ (réducteur Harmonic drive, moteur d'actionnement RoboDrive, mécanisme à came) ainsi que la simplicité de son architecture rend le FSJ robuste contre les chocs, comme démontré dans [23]. L'avantage principal de cette architecture offre la possibilité de varier la raideur apparente et la position indépendamment.

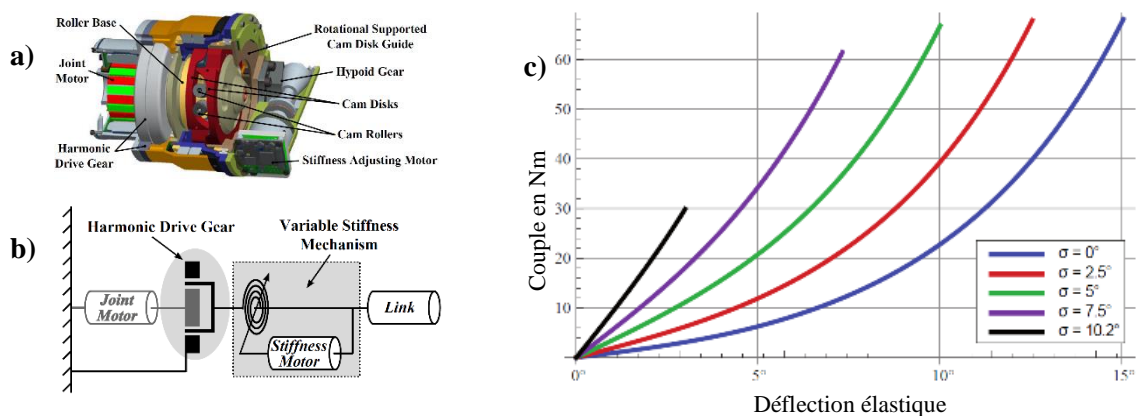


Figure I-12: Prototype de FSJ [23] a) CAO b) principe de fonctionnement c) caractéristique couple en fonction de déflexion et le paramètre de réglage.

b- VSAs à architecture quasi-antagoniste :

Afin d'étudier le principe de fonctionnement quasi-antagoniste, le mécanisme QA-Joint [21] est choisi comme référence. La Figure I-13 (a) illustre le schéma de fonctionnement du QA-Joint constitué de deux moteurs, le premier pour l'actionnement et le deuxième pour l'ajustement de la rigidité en utilisant le système compliant figurant en Figure I-13 (b). Le système compliant est lié directement à la spline circulaire du réducteur Harmonic Drive via sa came (c.f. en rouge sur Figure I-13 (b)). Le réducteur peut pivoter par rapport à la base. Les galets de la came supportent deux ressorts qui s'opposent, le premier lié à la base et l'autre monté en série avec le moteur d'ajustement. L'ajustement de la courbe de rigidité se fait par pré-tension des deux ressorts en tournant le moteur 2.

Ce design permet un contrôle séparé de la position et de la rigidité. Du point de vue de l'adaptabilité au scénario de fonctionnement, la rigidité peut être variée sous 0.12s, ce qui permet un bon suivi de la trajectoire désirée. La simplicité du design engendre une réponse hystérétique qui reste acceptable et pouvant être facilement compensée par la commande comme démontré dans [21].

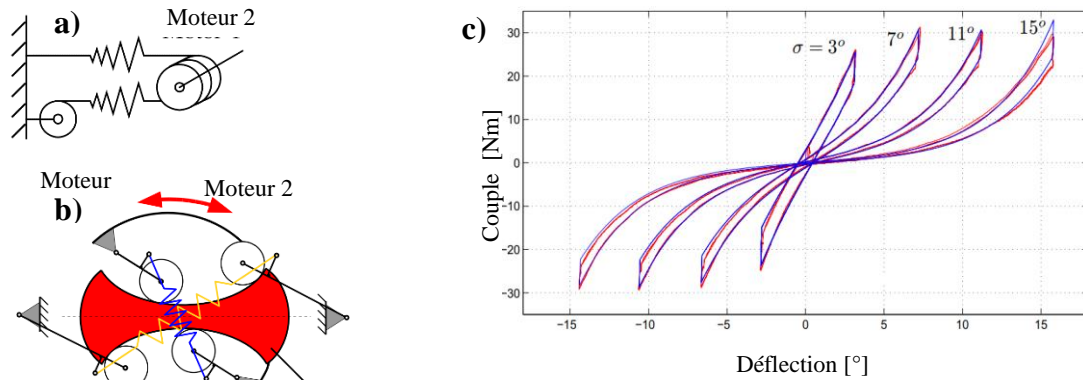


Figure I-13: Principe de fonctionnement du QA-Joint et sa caractéristique [21].

c- VSAs à architecture bidirectionnelle agoniste/Antagoniste :

Pour discuter l'architecture agoniste/antagoniste, on a choisi le cas bidirectionnel incorporé par le mécanisme BAVS du DLR [24]. En premier lieu, on va définir le principe d'actionnement agoniste/antagoniste simple. Cet arrangement est inspiré des muscles biologiques, où certains muscles se contractent et d'autres se relaxent (relativement aux premiers muscles) afin de réaliser un mouvement dans le sens de tension forte. Ce concept est implémenté mécaniquement en utilisant deux ressorts non-linéaires croisés montés en série avec des moteurs 1 et 2, voir Figure I-14 (a). Les ressorts doivent nécessairement avoir une caractéristique non linéaire similaire à celle présentée sur la Figure I-14 (b). Vu, que le couple de sortie est limité par le couple maximal de l'un des deux moteurs, on se rend compte de l'inefficacité de cet arrangement au niveau du rapport poids/puissance. C'est là que l'architecture antagoniste bidirectionnelle intervient, ex. BAVS [24], afin d'améliorer le rapport poids/puissance du VSA en question. Ceci est réalisé grâce aux deux modes de fonctionnement illustrés sur la Figure I-15 notamment le mode normal et le mode d'aide. Dans le mode normal, voir Figure I-15 (a), les deux moteurs appliquent des couples en sens opposés sur le segment de sortie pour maintenir le couple désiré qui est inférieur au couple minimum des couples maximaux des moteurs. A l'opposé, pour le mode d'aide, voir Figure I-15 (b), les deux moteurs coopèrent pour délivrer un couple de sortie qui est égal à la somme des deux couples appliqués. On vise par le mode normal une rigidité élevée du BAVS, tandis que le mode d'aide fournit un couple plus important à celui des deux moteurs. L'avantage principal de l'actionneur antagoniste bidirectionnel est sa capacité d'adapter rapidement la rigidité, par exemple pour le BAVS c'est de 0.14s. La précision d'ajustement est gouvernée par sa boucle de commande.

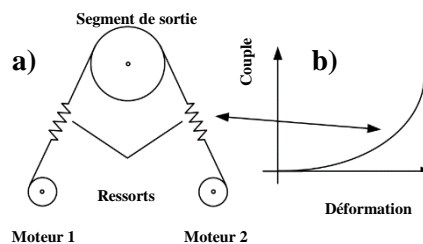


Figure I-14:a) Arrangement antagoniste, b) caractéristique des ressorts non linéaires [24].

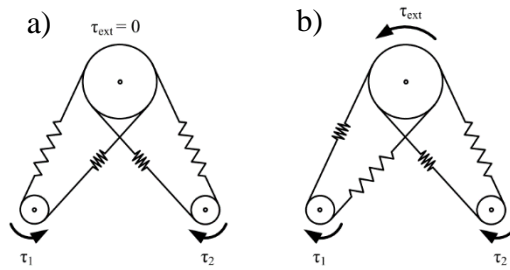
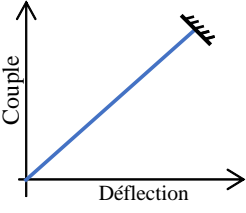
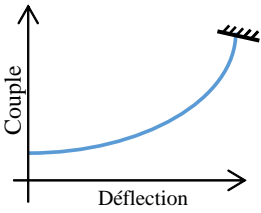
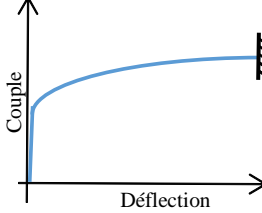


Figure I-15: Arrangement antagoniste bidirectionnel a) mode normal b) mode d'aide [24].

d- Comparaison des différentes architectures VSA :

La majorité des VSAs développés jusqu'à maintenant diffèrent sur plusieurs plans, à savoir l'architecture technologique, le principe de fonctionnement, l'encombrement par rapport à la puissance et d'autres. Dans ce paragraphe, on se focalise sur les facteurs fonctionnels qui caractérisent la courbe de réponse des VSA dans les deux modes de fonctionnement ; normal (sans collision) et en collision :

- Energie élastique stockée en mode normal : cette quantité est cruciale du point de vue sécurité. Effectivement, un dépassement en vitesse de la masse mobile peut avoir lieu en libérant cette énergie. D'où la nécessité d'une capacité de stockage élastique faible en mode de fonctionnement normal pour les actionneurs orientés sécurité à l'opposé de ceux qui sont optimaux pour réaliser des mouvements explosifs.
- Limitation passive du couple.
- Temps de changement passif de la rigidité : c'est le temps nécessaire pour que la rigidité apparente passe de sa valeur nominale à sa valeur finale lors d'un choc rapide et d'une manière passive. On compte ce temps pour quantifier la réactivité au choc sans attendre sa détection par un algorithme donné ainsi que le temps de la réaction.
- Compensation passive de la gravité : c.à.d. la déflexion sous effet de gravité par rapport à la déflexion maximale.

Caractéristique couple déformation	Constante variable	Progressive	Dégressive
Illustration (Caractéristique de base)			
Energie élastique stockée	*** (1)	**	*
Limitation passive du couple	*	*	***
Temps de changement passif de la rigidité	**	*	*****
Compensation passive de la gravité	**	*	***
Quelques exemples	AwAS I [25] AwAS II[26]	CompAct-VSA [27] BAVS [24] QA-Joint [21] FSJ (Floating Spring Joint)	SJM [28]

(1) Le nombre de ‘*’ signifie l’importance de ce critère dans le cas spécifié.

3.4.D’autres types de VSA :

Un autre type de solution est introduit dans [29], où des aimants permanents sont intégrés pour imiter principalement l’effet de la rigidité contrôlable. Ce mécanisme englobe trois étages : deux étages à ressort et un étage à aimants voir Figure I-16. L’étage à ressorts 1 sert à éliminer le jeu, quant à l’étage à ressort 2 est la partie à comportement élastique. L’étage à aimants contient deux rangs d’aimants coaxiaux ; l’un sur la surface interne et l’autre sur la surface externe. En réglant la distance axiale entre les deux intervalles, Figure I-16 (E), la raideur est réglée. La Figure I-17 illustre le modèle électromagnétique sous Ansys-Maxwell, la force électromagnétique résultante des deux rangs d’aimants génère un couple proportionnel à la distance axiale entre les deux rangs et l’angle de déflexion du mécanisme. En changeant cette distance on arrive à changer la caractéristique couple en fonction de la déflexion. Il faut mentionner que le couple est aussi variable en fonction de la déflexion

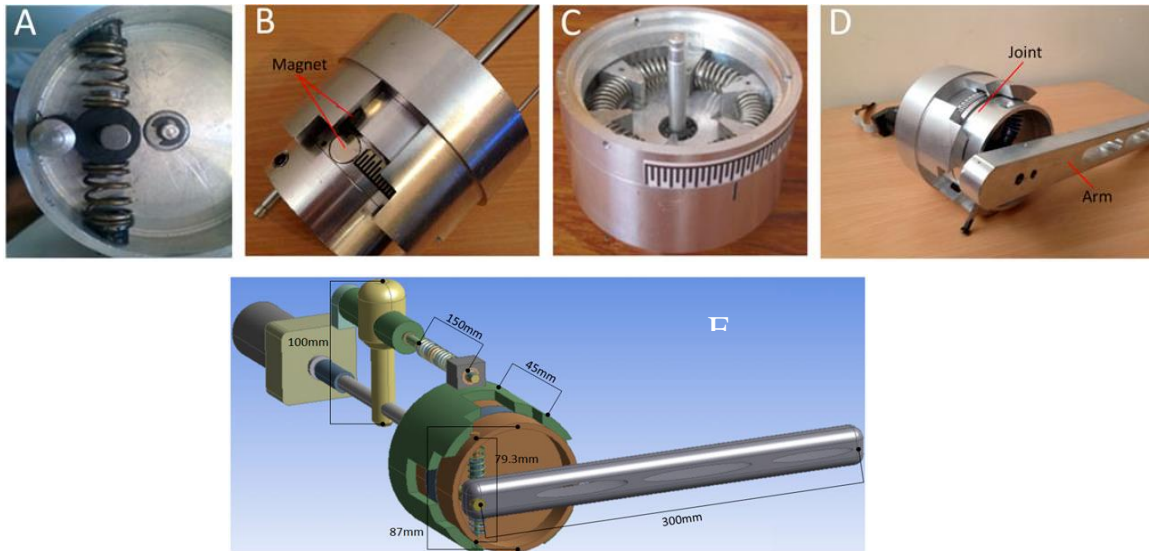


Figure I-16: Actionneur M²-VSA de [29] : A-étage à ressorts 1, B-étage à aimant, C-étage à ressorts 2, D- prototype de M²-VSA, E-modèle CAO du M²-VSA montrant le moteur d'ajustement du coefficient d'amortissement.

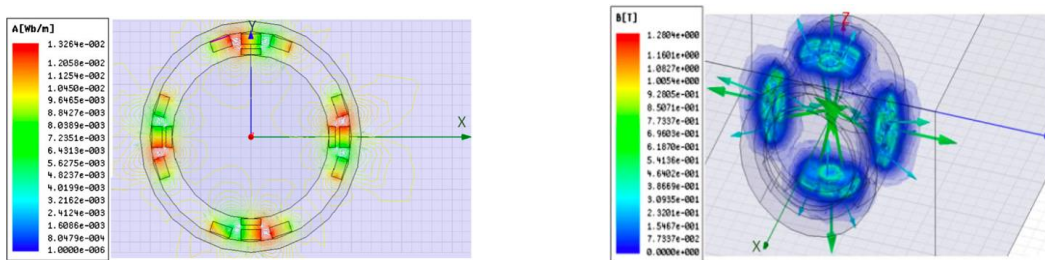


Figure I-17: modèle de l'étage à aimants de M²-VSA, sous Maxwell.

A l'opposé de la majorité des solutions implémentées sur les articulations, on trouve un autre paradigme de sécurité où le mécanisme de sécurité est implémenté directement sur le segment, ex. Safe Link Mechanism [30]. Ici, le segment rigide est remplacé par des modules de segment connectés par un fil métallique, voir Figure I-18 (a), mis en ordre sous tension du fil de connexion. Le mécanisme de sécurité, c.f. Figure I-18 (b), est à l'origine de cette force appliquée sur le fil, après un certain niveau de force le mécanisme se déclenche en relaxant le fil et libérant les modules de segments. La caractéristique force-déflexion de SLM est similaire à celle de SJM, vu qu'ils utilisent le même système de compliance à base de bielle-manivelle, voir Figure I-18 (b).

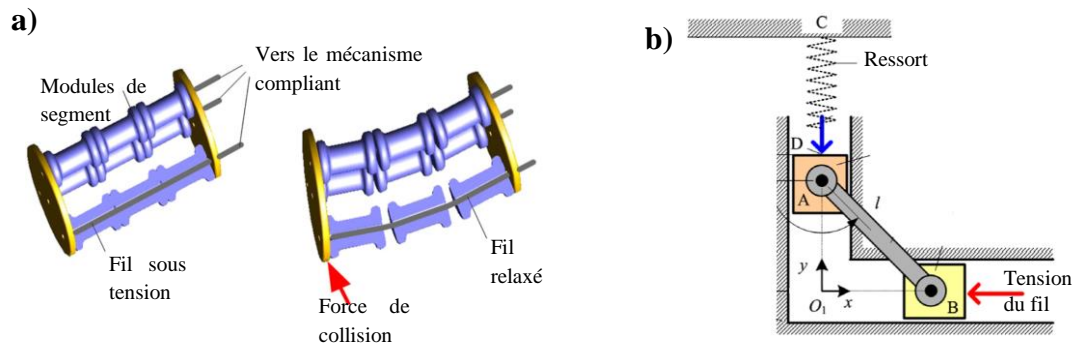


Figure I-18: Principe de fonctionnement SLM [30] : a) SLM en mode normal (gauche) sous effet de collision le fil de liaison se relaxe (à droite), b) le mécanisme de mise en tension du fil.

3.5. Résumé des approches d'actionnement compliant :

En général, trois approches d'actionnement compliant sont proposées dans la littérature. Chacune d'elle présente des compromis liées à l'application visée comme présenté dans [4] [20]. D'ailleurs, il faut rappeler quelques points à prendre en compte lors du choix de l'actionnement compliant vis-à-vis de la classification qu'on a proposée. L'actionnement compliant passif ne s'adapte pas aux différents scénarios de fonctionnement d'un robot. D'autre part, la commande en impédance active présente une bonne interaction physique avec le milieu extérieur, sous certaines mesures. En revanche lors d'une collision, cette dernière ne parvient pas à absorber le choc en raison de la dynamique du robot et du retard dans la méthode de détection [31]. Ces limitations technologiques peuvent être contournées par une approche mixte, i.e. l'approche semi-active des VSAs. Les VSAs offrent plusieurs architectures dont en résultent d'autres compromis (poids, vitesse de changement de rigidité...) à l'exception de ceux liées aux fonctions objectives comme la sécurité, efficacité énergétique...

Les avantages principaux des approches discutées dans la section 3. :

- Sérielle : la commande en position et en rigidité sont indépendantes l'une de l'autre, exemple des VSA purement sériel ou quasi-antagonistes.
- Parallèle : rapidité de régulation de la rigidité et de position.

Les inconvénients principaux sont :

- Sérielle : la majorité des VSA basé sur ce principe, sont contraints par le moteur d'ajustement de la rigidité.
- Parallèle : Problème d'efficacité énergétique dans le mode normal, voir Figure I-15. Les lois de commande doivent être bien adaptées pour gérer les non linéarités du mécanisme ainsi que les perturbations de l'interaction avec le milieu extérieur.

4. La problématique de la sécurité en cobotique :

Le passage vers l'industrie 4.0 est caractérisé par l'évolution des méthodes de production dans leur concept de base ainsi que dans leurs aspects technologiques. Effectivement, les nouveaux concepts de l'industrie 4.0 offrent la possibilité d'une personnalisation profonde des produits qui dépassent les limites de la variété actuelle des produits. Afin d'accompagner cette vision, les robots doivent présenter une haute flexibilité fonctionnelle dans leur chaîne de production. Ce qui nous amène au concept des robots collaboratifs (cobots) qui permettent, en principe, une interaction physique sûre avec l'opérateur humain dans le but d'apprendre les tâches demandées ou de coopérer sans problème avec l'humain. Ici,

la question de la sécurité devient primordiale à laquelle il faut répondre en traitant les sources potentielles du danger, notamment le robot et le milieu de travail collaboratif. En effet, l'ISO/TS 15066 'Robots et dispositifs robotiques -- Robots coopératifs' spécifie les conditions de l'exploitation sécurisée des cobots dans un milieu industriel. D'autre part, les chercheurs essaient de trouver de nouveaux paradigmes de sécurité liés à la conception des robots et leur commande au premier lieu, puis à l'évaluation des risques en deuxième lieu.

4.1. Discussion des critères de sécurité

Le projet OPERAS [32] est l'un des premiers travaux qui a traité la problématique de la sécurité des sujets humains en faisant une évaluation de certains critères biomécaniques. Ce projet a étudié toutes les parties du corps humain qui diffèrent en propriétés mécaniques, en utilisant d'autres critères que la force et la distribution de contrainte. Ces critères sont mappés à une échelle de sécurité unique appelée Abbreviated Injury Scale (AIS), qui représente l'évaluation médicale des blessures. AIS contient 6 niveaux à partir du niveau 1 des blessures modérées jusqu'à 6 celui des cas sévères avec une possibilité de mort très élevée. La Figure I-19 résume les propriétés intrinsèques des régions sensibles et les critères qui lui sont le plus appropriés.

Haddadin a étudié dans [33], [34] la question de la sécurité dans le cas des collisions brusques entre robot et homme. La première partie a été dédiée à l'étude des chocs où le corps humain est non bloqué. En revanche, la deuxième partie est consacrée au corps humain bloqué. Parmi les résultats identifiés, on trouve qu'il y a une relation entre les critères de sécurité d'un côté et de la vitesse de la masse mobile effective du robot de l'autre côté. En termes de force d'impact, la phase critique de la collision entre différents robots (KR3, KR5, KR6 et LWRIII) et le bonhomme de mesure, approximativement, de 5ms à 20ms après le premier choc. En termes du critère Head Injury Criterion (HIC_{36ms}) qui quantifie les dommages causés par les accélérations sur le cerveau, on trouve que la croissance de la masse mobile du robot s'écrasant sur le bonhomme induit une augmentation de ce critère jusqu'à un certain niveau, au-delà duquel la valeur du HIC se sature. Ce niveau dépend de la vitesse de la masse mobile. Si le mouvement est appliqué sur un corps bloqué alors il est évident que le corps du bonhomme va absorber une partie importante de l'énergie cinétique de la masse mobile et ainsi engendrer un impact plus dangereux. Afin de réduire les conséquences de l'énergie cinétique de collision, Haddadin a testé l'approche d'arrêt rapide du robot dès une détection software du choc. Dans le cas de vitesse faible 0.2m/s le robot a pu s'arrêter sous une durée minimale de 200ms pour les robots mentionnés plus haut. Cet arrêt n'est pas assez rapide, vu que dans le cas critique il permet un déplacement de l'ordre de 10cm du robot après le choc [33], [34]. Pour une vitesse de 2m/s, la collision ne peut être stoppée qu'après plus que 210ms, ce qui est dangereux en termes de déplacement avant l'arrêt. D'autres simulations ont été menées sur d'autres régions du corps humain, qui sont sensible à la force ainsi qu'à la contrainte résultante. Ce qui nous amène aux travaux liés à la conception de la surface potentielle d'impact.

Park et Haddadin ont étudié dans [35] l'effet des paramètres de surface de contact sur les critères biomécaniques de la sécurité. Parmi les paramètres étudiés, on peut citer :

- La forme de la surface de contact : quand le rayon de courbure est plus grand la contrainte résultante est plus petite, c.-à-d. que la force d'impact sur la surface normalisée est plus petite.
- La combinaison des scénarios de collision entre le robot et la tête du bonhomme qui est soit fixée ou libre: les résultats ne sont pas assez conclusifs en comptant la force et la contrainte.
- La raideur et l'épaisseur du revêtement en matière viscoélastique : la variation de ces paramètres a permis de réduire les seuils à ne pas dépasser afin d'éviter les blessures.

Une autre étude [36] dont l'objectif est de modéliser la collision entre une masse mobile et la tête humaine a été validée expérimentalement. Parmi les points traités dans cette étude, on peut citer le

comportement réel du revêtement (à comportement viscoélastique linéaire ou non linéaire), le phénomène d'hystérésis des matériaux de protection viscoélastique ainsi que leur saturation. Ce travail est réalisé sur la base de critères de force d'impact et de HIC.

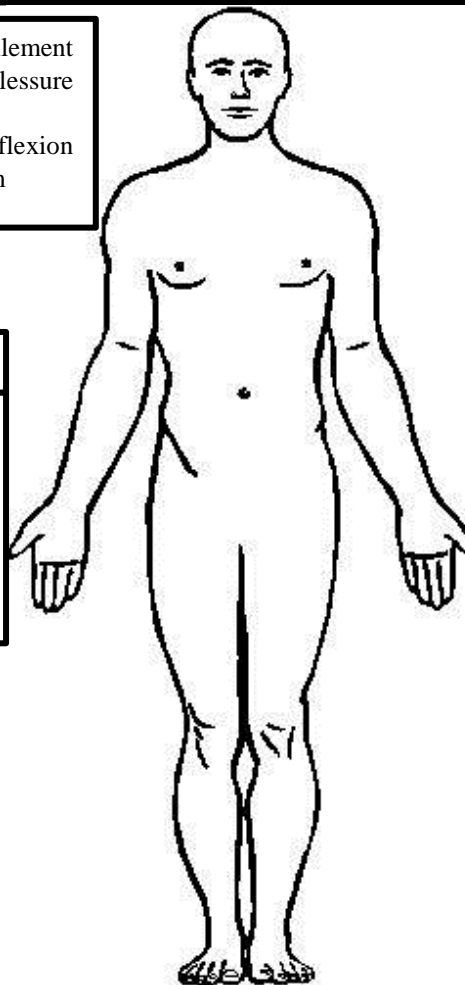
Les deux travaux [35] et [36] peuvent servir comme une base pour développer des cobots intrinsèquement sûrs dont la surface de contact ne causent pas de lacérations ou autres blessures pour le sujet humain. Dans la même vision, le travail [37] propose une méthode qui prend en compte les caractéristiques de la surface de contact potentielle ainsi que différents critères de sécurité dans les algorithmes de commande. Ceci fait partie du quatrième point de la méthode proposée.

1. Sélectionner et / ou définir et classer le type d'impact ;
2. Sélectionner la (les) mesure (s) de blessure appropriée (s) ;
3. Évaluer la blessure potentielle de l'humain ;
4. Quantifier l'influence des paramètres de robot pertinents ;
5. Évaluer l'efficacité des contre-mesures pour la prévention et la réduction des blessures.

Tête	<ul style="list-style-type: none"> - La tête humaine est une région complexe avec un cerveau visqueux protégé par la crâne et le visage sensible. - Il est interdit d'utiliser des outils à risque d'intrusion. Ici, la surface de contact considérée est de 6.45cm². - Force : la force maximale ne doit pas dépasser 60N (visage) - HIC_{36ms}: quantification des accélérations du cerveau doit être limitée à 150
-------------	---

Cou	<ul style="list-style-type: none"> - Force de cisaillement maximale de non-blessure est 1100N - Moment de flexion d'extension est 47Nm
------------	--

Abdomen
<p>Le critère le plus approprié à cette région viscoélastique est le rapport de compression pour lequel une valeur <10% spécifie le niveau sans blessures.</p>



Thorax
<p>Cette région présente deux dynamiques différentes ; partie rigide et visqueuse qui implique deux critères :</p> <ul style="list-style-type: none"> - La force monte à 3,3 kN pour les blessures mineures - Déformation de la poitrine sans fracture de la nervure jusqu'à 12%

Figure I-19: Critères de sécurité appropriés à chaque région du corps humain, extrait de [32].

4.2. Les directives de l'ISO/TS 15066

L'organisation internationale de normalisation (ISO) a proposé le projet 'Technical Specification 15066' pour répondre à la question de sécurité de l'interaction physique entre l'homme et le robot dans le milieu industriel. Le point de départ de ce projet est l'étude faite par l'institut IFA – DGUV [38] et l'université de médecine de Mainz en 2010 autour des critères biomécaniques de sécurité. Et le résultat de cette étude est un ensemble de directives autour de l'espace de travail, et les critères biomécaniques des différentes modes de fonctionnement possibles.

4.2.1. L'espace de travail sûr :

L'espace de travail constitue la première étape pour sécuriser l'interaction physique homme-robot. Ici, on demande un espace de travail qui ne compromet pas les mouvements de l'opérateur et dont les machines ne posent pas de risques pour le sujet humain. Dans le cas contraire des mesures particulières doivent être prises.

4.2.2. Les opérations collaboratives :

L'ISO TS/15066 spécifie quatre scénarios collaboratifs à savoir :

- L'arrêt dû à la présence humaine : cette action a le but d'annuler toute sorte de danger dont la source est le mouvement du robot en l'arrêtant.
- Le guidage du robot par l'humain : pour entamer cette tâche le robot doit satisfaire le premier scénario, et que le robot fournit la fonctionnalité de guidage en utilisant un effecteur.
- Surveillance de la vitesse des mouvements du robot en fonction de sa distance par rapport aux sujets humains présents dans l'espace de travail.
- Limitation de la puissance du robot et de la force d'interaction avec le milieu extérieur y inclut le sujet humain.

En fait, la tâche collaborative comme définie dans le document de base (ISO TS/15066) peut inclure une combinaison des quatre scénarios cités ci-dessus et la transition entre eux. Les critères de sécurité qui doivent gouverner le travail collaboratif sont décrit dans la section suivante.

4.2.3. Les critères de sécurité selon L'ISO TS/15066 :

La question de sécurité de l'interaction physique homme-robot, soit dans un scénario contrôlé comme le guidage ou non contrôlé comme la collision brusque, est compliquée pour les raisons suivantes :

- Quel sont-ils les critères de sécurité à utiliser ?
- Sont-ils valides sur la totalité du corps humain, et pour différents sujets ?
- Quels paramètres du robot faut-il contrôler afin de garantir la sécurité ?
- ...

On trouve dans ISO/TS 15066 des critères biomécaniques traitant la question de la sécurité du point de vue du corps humain. Ces critères prennent des valeurs différentes selon le type du contact : transitoire ou quasi-statique. Dans le premier cas, l'impact du robot contre l'opérateur à une durée inférieure à 50ms, le deuxième cas dépasse cette valeur. En revanche, des mesures préventives sur le robot peuvent être prises en compte, à savoir :

- La force d'interaction avec le milieu extérieur.
- La pression du contact, dérivée de la force de contact sur une surface de distribution
- Le flux d'énergie cinétique ; c-à-dire l'énergie d'une masse mobile par rapport à une surface de contact potentiel.
- ...

Le Tableau I-1 illustre les valeurs numériques des critères biomécaniques extraits de [39] qui sont similaires à ceux de l'ISO/TS 15066.

Tableau I-1 : Limites de sécurité de critères biomécaniques pour la collaboration homme-robot.

Modèle de corps - Régions principales et individuelles avec codification			Valeurs limites des critères requis			
Régions du corps		Regions	CSF	IMF	PSP	CC
			[N]	[N]	[N/cm ²]	[N/mm]
1. Tête avec le cou	1.1	Crâne / front	130	175	30	150
	1.2	Visage	65	90	20	75
	1.3	Cou (côtés / cou)	145	190	50	50
	1.4	Cou (avant / larynx)	35	35	10	10
2. Tronc	2.1	Dos / Epaules	210	250	70	35
	2.2	Poitrine	140	210	45	25
	2.3	Ventre	110	160	35	10
	2.4	Bassin	180	250	75	25
	2.5	Fesses	210	250	80	15
3. Les extrémités hautes	3.1	Articulation bras / coude	150	190	50	30
	3.2	Bras inférieur / joint à la main	160	220	50	40
	3.3	Main / Doigt	135	180	60	75
4. Les extrémités basses	4.1	Cuisse / genou	220	250	80	50
	4.2	Jambe inférieure	140	170	45	60
	4.3	Pieds / orteils / mixte	125	160	45	75

Avec CSF, IMF, PSP et CC sont Force de serrage, force d'impact, Pressage / Pressage de surface et Constante de compression, respectivement. Et la surface de contact est de 2.7cm².

Ce que le Tableau I-1 montre est que deux régions très proches, exemple visage et crâne, peuvent avoir une grande différence en propriétés mécaniques duquel se découle une différence du seuil de sécurité. Pour cette raison il faut bien concevoir une surface de contact potentielle en pensant à sa géométrie autant qu'à ses caractéristiques mécaniques viscoélastiques.

5. Conclusion :

Nous avons abordé dans ce chapitre, les motivations de changement de paradigme vers des robots compliants à travers plusieurs comportements :

- Biomimétique : qui facilite l'interaction avec le milieu extérieur et la réalisation des mouvements explosifs ou qui améliore l'efficacité énergétique
- Caractéristique présentant des seuils de sécurité dont le but essentiel est la sécurité.
- ...

Comme présenté, l'approche semi-active dans toutes ces implémentations est la seule qui peut contourner les limitations de commande en impédance pure et ceux des solutions passives. Dans [31], on trouve plus de détails sur les stratégies de commande sécurisée des robots compliants qui fait partie de l'approche semi-active.

Afin de concevoir des robots intrinsèquement sûrs, les travaux liés à la sécurité de l'interaction homme-robot fournissent des directives à aspect complémentaires à l'approche semi-active qu'il faut prendre en compte dans la phase de conception. Finalement, le cobot à fonctionnement sûr dans un milieu industriel doit satisfaire les directives de l'ISO/TS 15066.

II. Méthodologie de conception d'un dispositif biomimétique passif pour les liaisons prismatiques

1. Introduction

Contrairement au mouvement rotatif, peu d'auteurs ont contribué au problème de la sécurité lors de l'exécution des mouvements linéaires à l'aide des liaisons prismatiques. La contribution présentée dans ce chapitre porte sur le développement d'une nouvelle méthodologie de conception d'un mécanisme de sécurité intrinsèquement sûr. Ce design présente un comportement élastique biomimétique passivement variable prévu pour les articulations prismatiques - qu'on appelle Prismatic Compliant Joint (PCJ). Ce nouveau dispositif est basé sur l'association d'un mécanisme à six barres avec un ressort linéaire. Par conséquent, cette structure génère un comportement de rigidité non linéaire sous une force externe spécifiée. La caractéristique élastique du PCJ est dérivée du modèle générique du comportement mécanique de muscle biologique, puis adapté selon les critères de sécurité de l'interaction physique humain-robot. La bonne ergonomie lors de l'interaction du robot avec un sujet humain, est garantie sur la base du modèle de contact Hunt-Crossley (HC). Une étude complémentaire est effectuée, par simulation, pour vérifier la capacité d'absorption des chocs du PCJ contre une tête artificielle. Afin d'adapter la courbe de réponse du PCJ aux mesures de sécurité considérées, une optimisation basée sur une méthode d'algorithme génétique est utilisée pour ajuster les paramètres intrinsèques du PCJ sous réserve de certaines contraintes.

Ce chapitre est organisé de la manière suivante. Dans la section 2, nous présentons l'état de l'art des mécanismes compliant à mouvement linéaire. La section 3 décrit le principe de fonctionnement du PCJ, y compris son modèle cinématique et son comportement élastique. Ensuite, dans la section 4, le modèle biomimétique générique est introduit et adapté pour satisfaire les mesures de sécurité, y compris les critères de sécurité et la caractérisation expérimentale du modèle HC. Enfin, dans les sections 5 et 6, le PCJ est complètement défini en fonction des contraintes de sécurité par l'application d'une approche de synthèse optimale. La caractéristique de force-déformation qui en résulte est vérifiée par un prototype.

2. Etat de l'art des mécanismes de sécurité à mouvement linéaire

Les approches précédemment introduites concernent, principalement, les VSA rotatifs et ne peuvent pas être appliquées directement pour obtenir une rigidité variable pour les mécanismes de translation. À ce jour, tous les VSA développés au DLR sont de type rotatif, avec des courbes de raideur exponentiellement croissante [21]. La conception des articulations linéaires à rigidité non linéaire a été abordée dans la littérature en utilisant la singularité parallèle et en utilisant des mécanismes en parallélogramme [40]–[44]. Les techniques d'obtention des mécanismes de type linéaire avec une rigidité variable reste sous-explorée. A notre connaissance, seulement trois mécanismes de sécurité sont présents dans la littérature :

1. A.R. González [45] présente un mécanisme à rigidité variable utilisant des ressorts à lames qui opèrent dans la zone de flexion élastique. La caractéristique force-déformation de cette solution est de type-croissante, voir Figure II.1. La courbe de réponse est adaptable en ajustant une distance δ liée au paramètre α , voir Figure II.2, via un moteur et une liaison hélicoïdale. Dans la configuration Figure II.2 (a), le mécanisme est en mode flexible, c-à-d que les lames peuvent se déformer encore sans dépasser leur limite élastique. Par contre, la configuration Figure II.2

- (b) le mécanisme est en mode rigide, c-à-d que les lames s'approchent de leur contrainte de plasticité ce qui limite leur capacité de déformation élastique.
- En suivant le même principe de base, i.e. des lames flexibles, Y. Wu a proposé un autre mécanisme désigné LVSM [46]. LVSM est en principe une combinaison des lames élastiques dont le profil est responsable de la courbe d'élasticité globale du mécanisme.
 - T. Wu de son côté a amélioré le design de Y. Wu [47], en termes d'encombrement et de facilité d'ajustement, grâce au ressort à base de lames planaires semi-circulaires.

Ces mécanismes présentent différentes solutions technologiques pour l'atteinte du comportement compliant. Par contre, ils sont tous génériques vis-à-vis de la sécurité, c.à.d. que les critères de conception ne sont pas pris en compte lors de la conception. Le PCJ de son côté est intrinsèquement sûr, vu que les critères de sécurité sont prises en considération lors de la conception ; à partir de l'analyse de ces critères nous avons dérivé la caractéristique de compliance du PCJ. La solution finale du PCJ est intrinsèquement sûre selon plusieurs critères de sécurité.

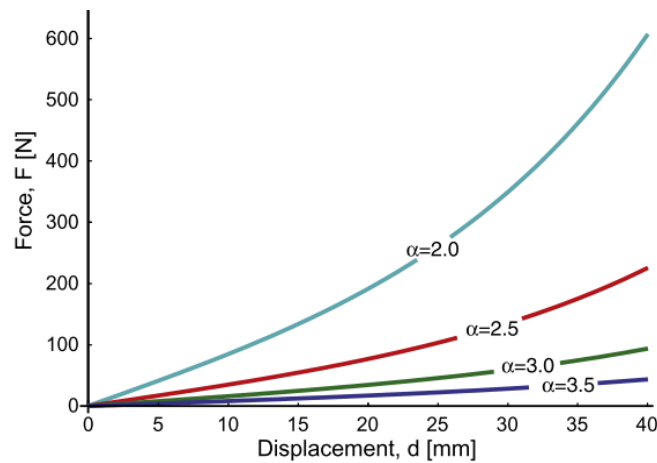


Figure II.1: Courbes force en fonction de la déformation élastique du mécanisme [45]

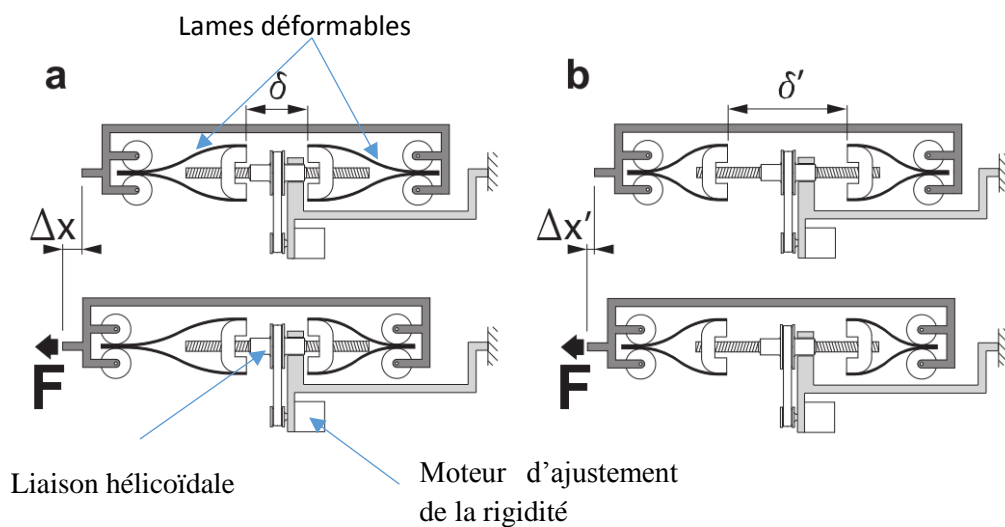


Figure II.2: Principe de fonctionnement du mécanisme [45] en : a) configuration flexible b) configuration rigide

3. Définition du Prismatic Compliant Joint

Le PCJ proposé dans ce document est composé d'un ressort linéaire implémenté dans un mécanisme à six barres. Cette section décrit le modèle cinématique du PCJ et son comportement élastique non linéaire en présence d'une force externe.

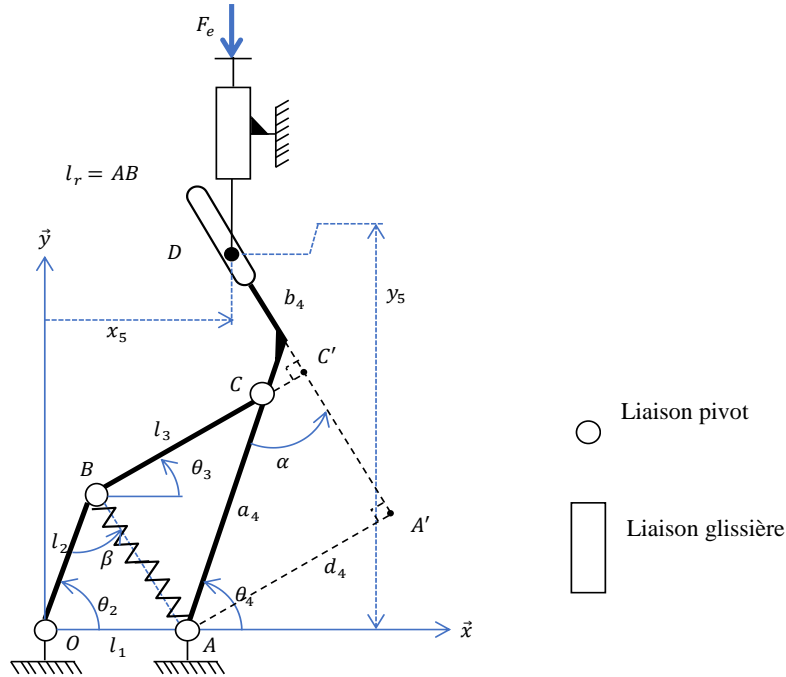


Figure II.3: Schéma cinématique et paramétrage du mécanisme à six barres.

3.1. Modèle cinématique du PCJ

La Figure II.3 montre le schéma cinématique de notre mécanisme à 6 barres : la barre d'entrée sur laquelle on exerce la force F_e , les barres OA , OB , BC , et les deux barres coudées ACD . Lorsqu'une force externe F_e agit sur le coussinet d'entrée suivant l'axe y , une force résistante F_R est générée au niveau du ressort qui met le mécanisme dans sa configuration d'équilibre statique. Tous les paramètres et les variables du mécanisme sont présentés dans le Tableau II-1.

Tableau II-1 : Paramètres du PCJ.

Paramètre du PCJ	Description
l_0	Longueur initiale du ressort
l_1	Distance entre les points O et A
l_2	Longueur du segment-manivelle
l_3	Longueur du segment-couplage
a_4, d_4, α	Paramètres du segment-de basculement
x_5, y_5	Position du point D

Le système d'équations non linéaires suivant décrit les relations entre le déplacement y_5 , en tant que variable d'entrée, avec les variables inconnues θ_2 , θ_3 et θ_4 :

$$\begin{cases} l_2 e^{i\theta_2} + l_3 e^{i\theta_3} = l_1 + a_4 e^{i\theta_4} \\ l_1 + a_4 e^{i\theta_4} + (d_4 - a_4 \sin \alpha) e^{i(\theta_4 + \alpha - \frac{\pi}{2})} \\ + b_4 e^{i(\theta_4 + \alpha)} = x_5 + iy_5. \end{cases} \quad \text{Équation II-1}$$

Le modèle géométrique du mécanisme à six barres peut être défini de sorte que l'angle θ_2 soit la sortie et le déplacement y_5 soit l'entrée. Le déplacement d'entrée est défini par l'expression suivante :

$$y_5 = \left[(x_5 - l_1) - \frac{d_4}{\cos(\theta_4 + \alpha)} \right] \tan(\theta_4 + \alpha) \quad \text{Équation II-2}$$

L'angle θ_4 peut être exprimé en utilisant la variable d'entrée y_5 comme suit :

$$\theta_4 = -\alpha + \operatorname{atan2}(l_1 - x_5, y_5) \pm \operatorname{acos} \left(\frac{-d_4}{\sqrt{y_5^2 + (l_1 - x_5)^2}} \right) \quad \text{Équation II-3}$$

En exprimant les variables θ_2 et θ_3 en fonction de θ_4 , on obtient l'ensemble d'équations suivantes :

$$\begin{aligned} \theta_2 &= \operatorname{atan2}(2l_2 a_4 \sin \theta_4, 2l_2(l_1 + a_4 \cos \theta_4)) \pm \operatorname{acos} \left(\frac{C_1}{\sqrt{A_1^2 + B_1^2}} \right) \\ \theta_3 &= \operatorname{atan2}(-l_2 \sin \theta_2 + a_4 \sin \theta_4, l_1 + a_4 \cos \theta_4 - l_2 \cos \theta_2) \end{aligned}$$

Équation II-4

Avec :

$A_1 = -2l_2(l_1 + a_4 \cos \theta_4)$, $B_1 = -2l_2 a_4 \sin \theta_4$ et $C_1 = l_1^2 + a_4^2 + l_2^2 - l_3^2 + 2l_1 a_4 \cos \theta_4$. Le signe (\pm) représente les deux solutions possibles liées à la manivelle OB.

3.2. Analyse statique des forces

Cette section présente une analyse en force du mécanisme à six barres. Il est important de comprendre comment le mécanisme fonctionnera lors de l'application de force extérieure. L'évolution de la charge mécanique de la liaison d'entrée vers la liaison de sortie sera étudiée dans cette section.

Afin de formuler une solution analytique, le diagramme de corps libre de chaque corps rigide doit être tracé. Le système est en équilibre sous l'action de la force externe F_e et de la tension du ressort F_R . Sachant que l'amplitude et la direction de la force F_e sont connues, les équations décrivant les forces entre les différents segments du mécanisme sont déterminées.

Les diagrammes de corps libres des segments mobiles sont illustrés sur le Figure II.4. Sur chaque diagramme, les composantes inconnues de la force articulaire sont toutes représentées agissantes dans les directions positives x et y.

Pour le segment 4 :

$$F_e \cos(\pi - \theta_4 - \alpha) (a_4 \cos \alpha + b_4) = F_3 a_4 \sin(\theta_4 - \theta_3) \quad \text{Équation II-5}$$

Le segment 3 est en équilibre statique sous les forces suivantes : $(-F_3)$ au point C et F_3 au point B tel illustré sur la Figure II.4.

Pour le segment 2 :

$$F_3 \sin(\theta_2 - \theta_3) = F_R \sin(\beta) = F_R \frac{l_1 \sin \theta_2}{l_R} \quad \text{Équation II-6}$$

Avec $l_R = l_1^2 + l_2^2 - 2l_1 l_2 \cos \theta_2$

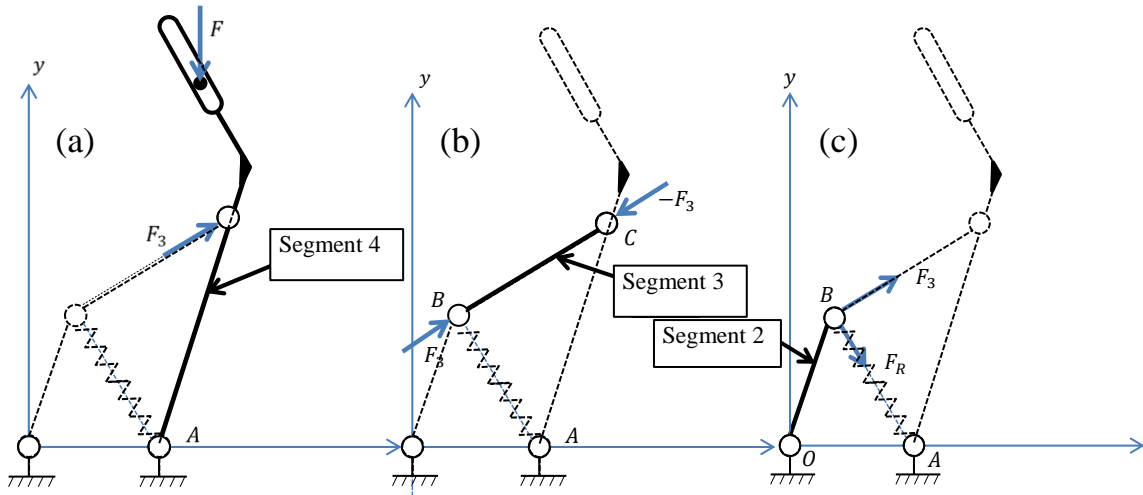


Figure II.4 : Schémas descriptifs des segments du PCJ (a) segment 4 (b) segment 3 et (c) segment 2.

Les équations d'équilibre ci-dessus pourraient être écrites comme une formule d'entrée-sortie unique entre F_e comme variable d'entrée et la force de résistance du ressort F_R , comme suit :

$$F_e = -F_R \frac{a_4}{a_4 \cos \alpha + b_4} \cdot \frac{l_1}{l_R} \cdot \frac{\sin(\theta_4 - \theta_3)}{\cos(\theta_4 + \alpha)} \cdot \frac{\sin \theta_2}{\sin(\theta_2 - \theta_3)} \quad \text{Équation II-7}$$

Où $F_R = k(l_R - l_0)$, k est la rigidité du ressort, l_0 la longueur initiale du ressort et l_R la longueur actuelle du ressort. Ici, l_R est directement lié à θ_2 par la relation $l_R = l_1^2 + l_2^2 - 2l_1l_2 \cos \theta_2$

4. Caractéristique du PCJ

Les mesures de sécurité auxquelles on doit répondre peuvent être difficiles à déterminer autant qu'à les respecter. C'est la raison pour laquelle plusieurs critères de sécurité sont proposés dans la littérature [33], [36], [48], [49], mais aucun d'entre eux n'est largement accepté par la communauté des roboticiens. Dans ce travail, les critères de déformation en force extraites de [49] et les données de seuil de douleur somatique de [50] sont considérés pour la région flexible du corps. Un choc brusque impliquant le PCJ et une tête factice est étudié par simulation. Dans ce cas, le Head Injury Criterion (HIC) est utilisé pour quantifier les effets néfastes de la commotion cérébrale du point de vue de la sécurité.

Le comportement mécanique biomimétique du PCJ est dérivé d'un modèle de comportement mécanique du muscle biologique et les critères de sécurité ainsi que les aspects ergonomiques, exprimés par le modèle de Hunt-Crossley, sont explicitement présentés ci-après.

4.1. Modèle mécanique du PCJ

4.1.1. Le modèle biomimétique générique en mouvement linéaire

L'idée de base derrière la recherche d'une articulation mécanique à comportement biomimétique est d'atteindre un pHRI sûr. Donc, l'articulation mécanique doit avoir une compliance similaire aux muscles biologiques. Dans [51], Lan et al. ont présenté un modèle du muscle biologique exprimé par une équation reliant le couple appliqué à l'angle d'articulation :

$$T(\theta) = \exp\left(\frac{\theta - \theta_0}{A_1}\right) + A_2 \quad ; \quad \theta \geq \theta_0 \quad \text{Équation II-8}$$

où θ est un angle d'articulation, θ_0 , A_1 et A_2 sont des constantes positives.

Ce modèle a une caractéristique invariante ; qui fournit la même réponse mécanique avec différents niveaux d'activation musculaire à partir de la variable de contrôle de décalage θ_0 . Cet aspect spécial du modèle va au-delà de la portée de ce travail, donc l'invariance ne sera pas considérée ; elle sera plutôt considérée comme constante. Équation II-8 peut être exprimée comme suit:

$$T(\theta) = A_3 \exp\left(\frac{\theta}{A_1}\right) + A_2 ; \theta \geq \theta_0.$$

Équation II-9

Dans ce travail, nous cherchons un comportement biomimétique avec une articulation prismatique qui ne figure pas dans les structures biologiques. La Figure II.5 présente deux schémas équivalents d'un manipulateur biomimétique entrant en collision avec un obstacle externe actionné par un couple T. Le premier schéma, voir Figure II.5-(a), inclut la compliance à l'articulation pivot, comme dans [51], qui représente le modèle mécanique d'un bras biologique. Le deuxième schéma, voir Figure II.5-(b), introduit le PCJ comme élément de compliance, ce qui est équivalent au schéma précédent en termes de force de contact générée, F, au niveau de l'effecteur terminal. On note par θ et ΔX les déflexions élastiques rotatives et linéaires, respectivement.

Comme l'angle de déflexion élastique maximal est de l'ordre de 15° pour l'application humanoïde, comme indiqué dans [21], nous considérons le développement de Taylor de l'Équation II-9 au voisinage zéro. Compte tenu de la dispersion statistique de la paramétrisation du modèle biomimétique des muscles biologiques, qui est un phénomène naturel, l'approximation polynomiale suivante de la fonction exponentielle au rang k est considérée :

$$T(\theta) = A_3 \sum_{j=0}^k \frac{\left(\frac{\theta}{A_1}\right)^j}{j!} + A_2 \quad \text{Équation II-10}$$

En introduisant cette dernière équation dans l'Équation II-9, et selon la preuve en annexe, on obtient :

$$T(\theta) = \sum_1^k B_i \theta^{n_i} ; \theta \geq \theta_0 \quad \text{Équation II-11}$$

où B_i, n_i sont des nombres réels.

A partir de la Figure II.5, $R \sin(\theta) = \Delta X$ qui peut être approché par :

$$\Delta X \approx R\theta ; \text{ pour } \theta \leq 0.26 \text{ radian} \quad \text{Équation II-12}$$

où ΔX est la déflexion élastique de la PCJ et $\Delta X_0(\theta_0) = 0$ ce qui correspond à la position initiale sans déflexion où les muscles ne sont pas sous tension. La valeur de décalage θ_0 est considérée comme égale à zéro pour simplifier le problème.

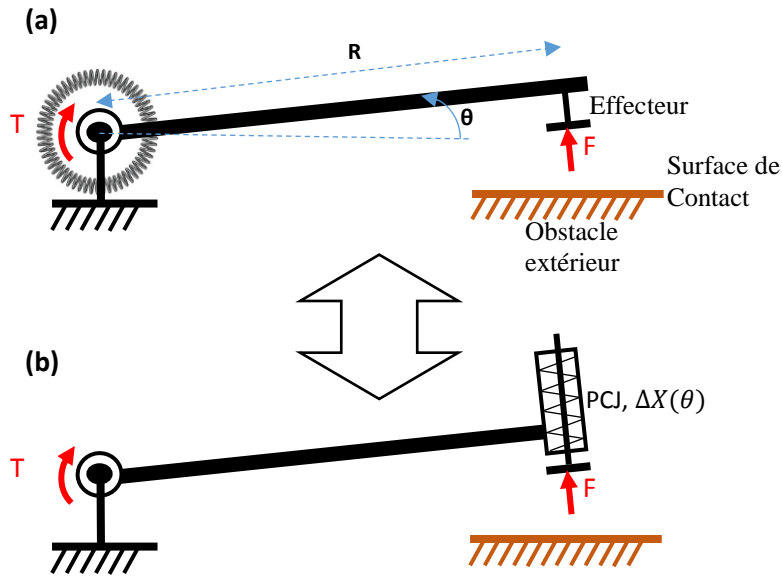


Figure II.5 : manipulateur biomimétique en contact contre un obstacle extérieur (a) Compliance introduite dans la liaison pivot (b) schéma équivalent en utilisant le PCJ.

Équation II-11 peut s'écrire comme suit :

$$T(\Delta X) = \sum_1^m C_i (\Delta X)^{n_i} ; \Delta X \geq 0 \quad \text{Équation II-13}$$

où $\Delta X_0 = R \theta_0$ et $C_i = B_1 R^{n_i}$.

Sur la Figure II.5, le vecteur de gravité a la même direction que l'axe de l'articulation pivot. L'équilibre statique du manipulateur au moment du contact, sous l'effet du couple T et de la force externe F, s'écrit comme suit :

$$F(\Delta X) = \frac{T(\Delta X)}{R} = \sum_1^m \frac{C_i}{R} (\Delta X)^{n_i} ; \Delta X \geq 0 \quad \text{Équation II-14}$$

L'expression précédente décrit le comportement biomimétique que le PCJ doit respecter en termes de force externe F et de déflexion linéaire ΔX .

4.1.2. La réponse biomimétique intrinsèque du PCJ

En premier lieu, nous cherchons un PCJ qui présente un seuil de force avant que la déformation élastique prenne lieu. Cette valeur joue un rôle clé dans la compensation passive de l'effet de la pesanteur ; ce qui est fortement recommandé en pratique. En dépassant ce seuil, le mécanisme devient flexible avec une raideur croissante qui varie en fonction de la déformation élastique. Un tel comportement est principalement requis en raison de la nécessité de contenir en toute sécurité la force d'impact au-dessous de sa valeur spécifiée dans un scénario de choc. Ce qui simplifie la stratégie de commande. La formulation mathématique de ce comportement élastique par rapport au modèle biomimétique générique, défini dans l'Équation II-14, est décrite par :

$$F_e = \begin{cases} 0, & \Delta X_m = 0 \\ A(\Delta X_m)^n + F_c, & \Delta X_m > 0 \end{cases} \quad \text{Équation II-15}$$

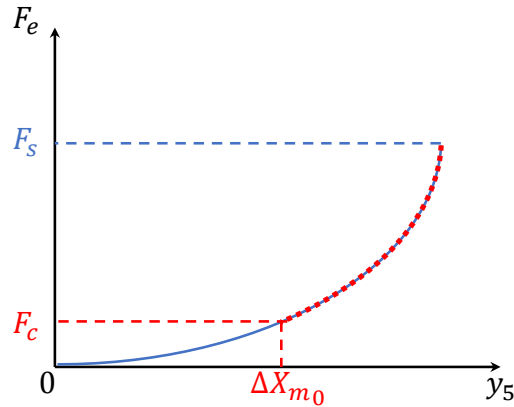


Figure II.6 : la caractéristique générale du PCJ configurable

Avec ΔX_m est la déflexion du PCJ, $A \geq 0$ et $n \geq 1$ sont des constantes et $F_c \geq 0$. Comme la déflexion ΔX_m est petite pour des raisons de sécurité, F_e prend le plus petit terme polynomial de Équation II-14 avec un coefficient non nul référencé n dans Équation II-15. F_c est la force critique; qui est une variable réglable qu'on étudiera dans des travaux futurs. La raideur du mécanisme, à $F_e \geq F_c$, peut être exprimée comme suit :

$$K_m = \frac{dF_e}{d(\Delta X_m)} = nA(\Delta X_m)^{n-1}, \Delta X_e \geq 0 \quad \text{Équation II-16}$$

La Figure II.6 représente les caractéristiques générales et configurables du PCJ, la courbe bleue et la courbe rouge respectivement. Pour la caractéristique configurable, le point de départ est décrit par $(\Delta X_{m_0}, F_c)$. F_s est la valeur maximale de F_e dans laquelle le mécanisme réalise une course entièrement compliant.

4.2. Modèle de Hunt-Crossley et les critères de sécurités

L'abdomen est choisi ici comme modèle de l'environnement du robot car c'est une des parties les plus sensibles du corps humain en termes de force d'impact, comme illustré dans le Tableau II-2. Et surtout c'est aussi la partie la plus compliant du corps. Par conséquent, la conception d'un mécanisme de sécurité qui s'adapte avec l'impédance de l'abdomen humain garantira la sécurité en cas de contact avec les autres parties du corps humain. De point de vue ergonomique - comme cela a été démontré dans [52], [53]- nous considérons le modèle de Hunt-Crossley (HC) pour décrire avec précision le comportement viscoélastique à l'impact des tissus mous. Le modèle HC est exprimé comme suit :

$$F_e = K(\Delta X_e)^m + \lambda \frac{d\Delta X_e}{dt} (\Delta X_e)^m, \Delta X_e \geq 0 \quad \text{Équation II-17}$$

Où les paramètres K , m et λ sont des constantes positives et m est généralement compris entre 1 et 2. Ces paramètres peuvent être identifiés expérimentalement.

Tableau II-2 : Seuils des critères de sécurité, régions les plus critiques de l'ISO/TS 15066 et [48]].

Régions du corps		Force d'impact [N]	HIC _{36ms}
Tête/coup	Visage	90	150
	Cou	190	
Tronc	Ventre	160	

Pour la conception du mécanisme de sécurité, seule la contribution élastique du modèle de force est prise en compte, car notre mécanisme est purement élastique. De plus, étant donné que les vitesses sont inférieures à 3m/s, la contribution du comportement visqueux du modèle HC peut être négligé et le modèle retenu est donné comme suit :

$$F_e = K(\Delta X_e)^m, \Delta X_e \geq 0 \quad \text{Équation II-18}$$

Le Tableau II-3 fournit un récapitulatif des différents paramètres. Leurs méthodes de détermination sont traitées dans les sections suivantes.

Tableau II-3 : Liste de paramètres et leur description.

Paramètre	Description du paramètre	Détermination
A	Gain du modèle de force désiré	A concevoir par l'approche optimale
n	Exposant du modèle de force désiré	A concevoir par l'approche optimale
F_c	Force critique du modèle de force désiré	Défini par l'utilisateur
K	Gain de la force élastique du modèle HC de l'abdomen	Expérimentalement déterminé
m	Exposant de la force élastique du modèle HC de l'abdomen	Expérimentalement déterminé

4.2.1. Expérimentation in vivo

Ces expériences visaient à déterminer les paramètres viscoélastiques moyens de l'abdomen humain. Le protocole est décrit en premier et sera suivi des résultats. Sujets volontaires : trois hommes, entre 19 et 27 ans ; et trois femmes, âgées de 17 à 21 ans, ont été recrutées parmi la population étudiante. Ils ont donné leur consentement éclairé et ont pris le rôle d'un sujet passif. Un opérateur a appliqué des efforts sur les sujets passifs au moyen d'une sonde instrumentée, comme le montre la Figure II.7. Afin de mesurer la pénétration de la sonde dans l'abdomen du sujet, un dispositif de suivi optoélectronique, Vicon, a été utilisé. Plusieurs marqueurs réfléchissants ont été placés sur la sonde et sur l'abdomen du sujet passif. La sonde virtuelle est équipée d'un capteur de force unidirectionnel. Des caméras à lumière infrarouges sont utilisées pour enregistrer la position des marqueurs avec une fréquence d'échantillonnage de 300 Hz, tandis que le capteur de force échantillonne à 1000 Hz.

L'acquisition implique plusieurs cycles avec différents scénarios en changeant la force appliquée et la fréquence de sollicitation. Les niveaux de force ont été calibrés subjectivement au cas par cas en recherchant la force statique maximale à la limite du confort pour le sujet passif.

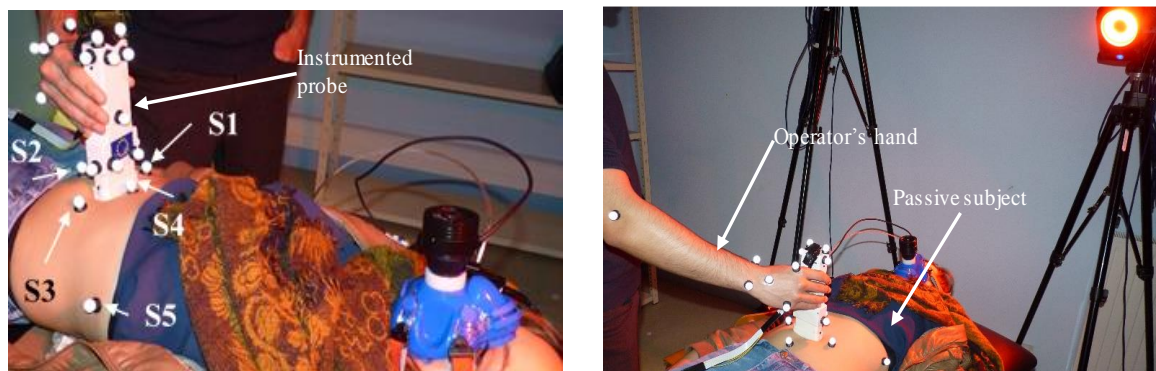


Figure II.7 : Installation expérimentale.

Les paramètres K , m et λ du modèle HC ont été identifiés à l'aide d'une méthode des moindres carrés récursifs proposée dans [52] qui a pris en compte le mouvement respiratoire. Les données expérimentales ont ensuite été moyennées et conduisant aux valeurs expérimentales suivantes :

$$K = 1200 \text{ (S.I.) et } m = 1.40.$$

4.2.2. Évaluation de la sécurité sur la région de l'abdomen

En cherchant la quantification de la sécurité, nous choisissons de suivre l'ISO / TS 15066 [49] qui fournit des seuils de tolérance en termes de forces et de vitesse de variation de force, pour son aspect conservateur. Pour le risque de blessures abdominales, il est recommandé [50] que la déflexion de l'abdomen reste toujours inférieure à 20 mm lors d'un choc. Il est également montré, avec un grand nombre d'expériences dans [54], que pour de faibles vitesses de déformation de l'abdomen (moins de 3 m/s - la vitesse cartésienne moyenne des cobots) la flèche est un meilleur indicateur de risque que la force ou l'accélération. Dans ce travail, nous préférons un critère basé sur la déflexion avec la limite de $d_T = 20$ mm comme seuil tolérable de déformation de l'abdomen.

Une force d'impact prend place lorsque la différence en termes de force avant et après le maximum est supérieure à 5 N sur un intervalle de temps de 0,5 s ou moins. Le seuil de tolérance humaine à la douleur pour une collision statique est de l'ordre de $F_s = 50$ N [54] [55]. C'est une valeur plus conservatrice que la recommandation de TS 15066, fixée autour de 110 N.

Les deux conditions suivantes sont considérées :

$$\begin{cases} F_e \leq 50N \text{ [54]} \\ \frac{\Delta F_e}{\Delta t} \leq 10N/s \text{ (TS 15066)} \end{cases} \quad \text{Équation II-19}$$

Afin de réaliser un PCJ ergonomique, l'impédance du mécanisme doit être aussi proche que possible de l'impédance quasi-statique de l'abdomen humain modélisée par l'Équation II-18 pour minimiser l'effet perturbateur de stabilité lors du régime dynamique. Par conséquent, le critère suivant est proposé :

Déterminer la valeur de n et A qui minimise l'expression de J :

$$J = \int_{F_c}^{F_s} \left(\int_0^{d_T} (An(\Delta X_m)^{n-1} - Km(\Delta X_e)^{m-1})^2 d\Delta X_e \right) dF_e \quad \text{Équation II-20}$$

Sujet à :

$$\begin{cases} F_e \leq 50N \\ \frac{\Delta F_e}{\Delta t} \leq 10N/s. \end{cases}$$

Ce critère exprime la différence au carré entre l'impédance du mécanisme et l'impédance de l'abdomen humain, intégrée sur toute la région de travail, c'est-à-dire là où le PCJ est flexible. La résolution numériquement, en utilisant MATLAB, du problème d'optimisation, avec $F_s = 50$ N; $F_c = 25$ N; et $d_T = 20$ mm a donné les valeurs suivantes :

$$\begin{cases} n = 4.889 \\ A = 1.2664 \text{ (S.I.)} \end{cases}$$

4.2.3. Simulation de la collision tête humain/robot

La caractéristique du PCJ permet d'assurer une interaction sûre avec les parties du corps humain flexibles. Cette section met en évidence les avantages du comportement élastique de PCJ en cas de collision avec la région la plus sensible du corps humain : la tête, comme indiqué dans le Tableau II-2. Le scénario de simulation considéré dans cette section implique la collision d'une masse mobile contre

une tête factice libre. La masse mobile représente la contribution cinétique de l'articulation prismatique d'un manipulateur. Deux cas seront considérés et caractérisés par un comportement de raideur de couplage comme suit :

$$\begin{cases} S = \text{abs}\left(\frac{dF_e}{d(x_2-x_1)}\right) & \text{PCJ} \\ S = \infty & \text{Couplage rigide} \end{cases} \quad \text{Équation II-21}$$

où $(x_2 - x_1)$ représente la déflexion du PCJ.

Il est possible de supposer la sécurité générale du corps entier dans une telle interaction si les exigences du scénario le plus défavorable peuvent être satisfaites. Plusieurs critères de sécurité ont été proposés dans la littérature [33], [36], [48], [49], et le HIC s'impose comme le plus approprié car il reflète le mieux les effets néfastes de l'accélération sur le cerveau sans avoir le scénario de fracture du crâne. HIC est défini comme suit :

$$HIC_T = \max_{t_1, t_2} \left[\left(\frac{1}{(t_2 - t_1)} \int_{t_1}^{t_2} a(t) dt \right)^{2.5} (t_2 - t_1) \right] \quad \text{Équation II-22}$$

HIC_{36} est considérée, car il a été prouvé qu'il était le plus approprié pour l'évaluation de la commotion cérébrale [56].

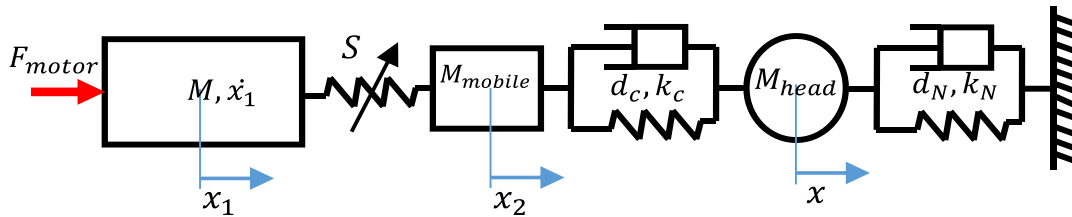


Figure II.8 : Modèle de collision de la tête humaine contre une masse mobile du robot.

La Figure II.8 illustre le modèle de collision du robot contre une tête factice réaliste, qui a été validé expérimentalement dans [36], [57] et paramétrée selon [57] comme suit :

- M_{head} : masse de la tête 5,09 kg.
- d_N, k_N : paramètres viscoélastiques du cou fixé à (12 N/m, 3300 N/m).
- d_c, k_c : paramètres viscoélastiques de la surface de contact (10 N/m, 1500 N/m).
- M : Masse du segment attaché à l'effecteur terminal.
- F_{motor}, \dot{x}_1 : force d'actionnement sur la masse M et sa vitesse linéaire à $t = 0$.
- M_{mobile} : masse de l'effecteur.

Un modèle de collision Simulink/MATLAB est construit pour effectuer la simulation et résoudre les équations de collision non linéaires, en calculant la valeur HIC. Le Tableau II-4 présente les paramètres de simulation.

Tableau II-4 : Paramètres de la simulation du modèle de collision Homme/Robot.

Paramètre	Valeur
$A ; F_c ; n$	[S.I.] K = 1200 ; 10 ; m = 1.4

S (couplage à rigidité élevée) [Nm^{-1}]		$8 \cdot 10^4$
F_{motor}	[N]	20
$\dot{x}_1 ; \dot{x}_2$	[ms^{-1}]	2 ; 2
M ; M_{mobile}	[kg]	[7→14] ; 0.4

La Figure II.9 présente l'évaluation du critère HIC pour différentes valeurs considérées de la masse du segment attachée à l'effecteur terminal, M. Les résultats de la simulation nous conduisent à deux conclusions. Tout d'abord, la réduction de gain d'un couplage de rigidité élevée par rapport à une mise en œuvre de PCJ est de l'ordre de 94%. Ensuite, le PCJ assure une capacité de découplage de la masse de l'effecteur du reste du robot en cas de choc contondant.

En faisant varier la valeur M de 7 à 14 kg, la valeur HIC reste proche de 4 [SI], avec une décroissance lente comme le montre le zoom sur la Figure II.9. Ce phénomène est dû à la dynamique du modèle de collision, où la masse de M agit comme un absorbeur d'oscillations en limitant le mouvement de la tête et réduisant ainsi la valeur HIC. La courbe bleue relativement constante autour de la valeur 4 [SI] indique une bonne capacité de découplage de la masse de l'effecteur terminal du reste du robot.

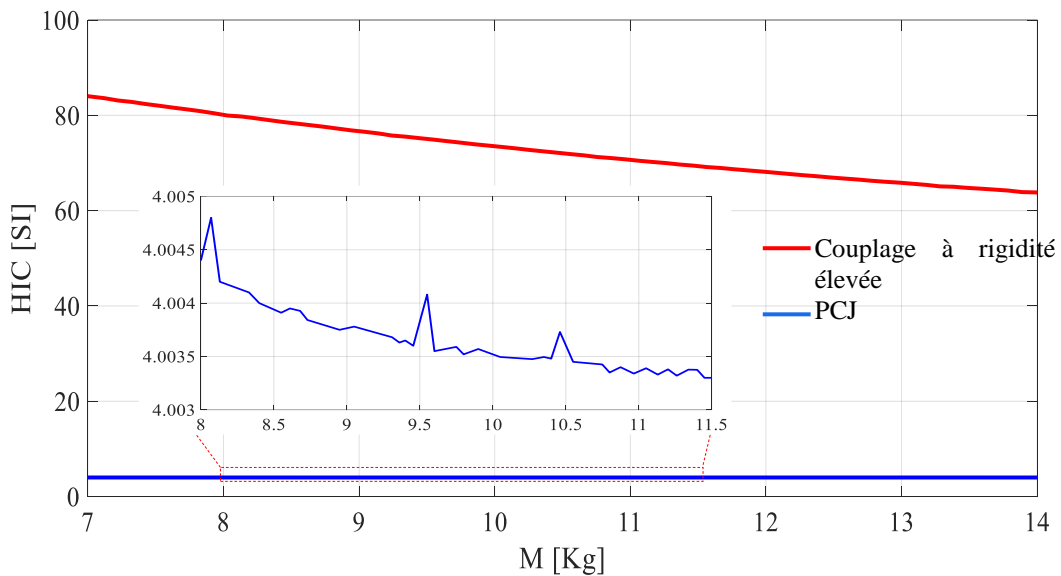


Figure II.9 : Evaluation du HIC pour les deux couplages (rigidité élevée et PCJ).

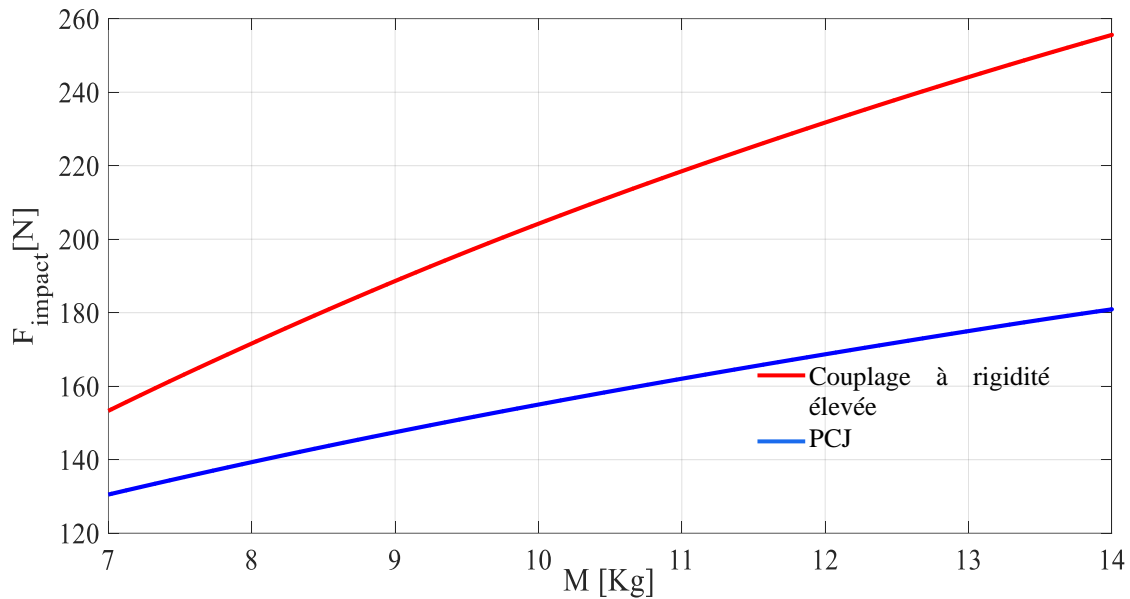


Figure II.10: Evaluation de la force d'impact pour les deux couplages (rigidité élevée et PCJ).

En revanche, la force d'impact maximale sur le crâne factice augmente pour les deux couplages avec M , comme le montre la Figure II.10, bien que le PCJ présente un léger gain supérieur à 13%. Des grandes valeurs de M impliquent une énergie cinétique supérieure à absorber par le système entier, donc une force d'impact plus élevée.

Remarque, ISO/TS 15066 mentionne la limite de la force d'impact basée sur une zone de contact spécifique, par ex. limite de force d'impact 90N pour une surface de 4.5cm² sur le visage. Au moyen d'une surface de contact bien conçue, en termes de forme et de taille de la zone de contact comme discuté dans [35], [36], des forces d'impact plus élevées seraient admises dans la plage de 130-180N de PCJ sur la Figure II.10.

En résumé, le PCJ présente une bonne capacité de découplage de masse en termes de HIC, le critère de sécurité spécifique de la tête, en plus de sa compatibilité avec la zone sensible de l'abdomen. Le gain modéré sur la base de la force d'impact dans la zone de la tête peut être abordé avec une surface de contact potentielle bien conçue.

5. Synthèse optimale du mécanisme à six-barres

5.1. Formulation du problème d'optimisation

Dans la section précédente, une méthodologie de personnalisation du PCJ générique selon les critères de sécurité de la force et les aspects ergonomiques de l'interaction de l'abdomen-robot ont été présentés. Le résultat de cette phase de conception cruciale est un PCJ intrinsèquement sûr, c'est-à-dire la détermination des paramètres de courbe de force-déflexion désirés qui représentent correctement le seuil de sécurité de l'abdomen.

La dernière étape de la conception consiste à trouver les paramètres géométriques qui génèrent la courbe force-déformation déjà définie. Le problème d'optimisation suivant est considéré,

Trouver les valeurs du vecteur de conception PCJ afin de minimiser la fonction objective :

$$\text{Minimize } F(X) = f(X) + G(X, \lambda_j) \quad \text{Équation II-23}$$

avec $G(X, \lambda_j)$ sont les fonctions de pénalité, qui peuvent être présentées comme suit:

$$G(X, \lambda_j) = \left[\sum_{j=1}^{n_g} \lambda_j \left(\max(0, g_j(X)) \right)^2 \right] \quad \text{Équation II-24}$$

avec n_g est le nombre total de contraintes, g_j introduit dans la fonction objectif alors que $\mathbf{X} = [x_1, \dots, x_N]^T$ représente le vecteur de conception, constitué de N variables de conception. Les variables de conception sont les valeurs qui doivent être définies pendant la procédure d'optimisation. Chaque variable de conception est définie par ses limites inférieure et supérieure. Si une solution se trouve en dehors de sa plage de définition, alors les valeurs des contraintes élevées au carré seront multipliées par des constantes positives (facteurs de pénalité, λ_j) et additionnées dans la fonction objective.

5.2. La fonction objective et les contraintes

La fonction objective suivante est considérée :

$$F(X) = f_e(X) + \lambda_1 g_1^2 + \lambda_2 g_2^2 \quad \text{Équation II-25}$$

où le premier membre f_e représente une somme de distances au carré, le second membre fait référence aux conditions de Grashof et le troisième membre fait référence aux conditions sur les arguments détaillés ci-après, vérifiant qu'une solution existe pour le modèle cinématique. La valeur de la fonction objective $f_e(X)$ est définie comme la somme des erreurs au carré entre la position désirée du point de référence (y_{5i}^d, F_i^d) et la position respective du curseur D (y_{5i}, F_{ei}) , calculé selon l'équation suivante :

$$f_e(X) = \frac{1}{n} \sqrt{\sum_{i=1}^n (F_i^d - F_{ei})^2 + (y_{5i}^d - y_{5i})^2} \quad \text{Équation II-26}$$

où n est le nombre de points sélectionnés dans le cycle de fonctionnement. La méthode de définition des contraintes est donnée dans la sous-section suivante.

5.2.1. Conditions sur les arguments

Si une structure est capable d'accomplir une configuration dans l'espace de travail, alors l'expression cinématique inverse de chaque bras a une solution pour la position considérée du curseur. Utilisation de l'Équation II-3, nous étudions la condition d'existence comme suit :

$$g_1 = \begin{cases} H_{11} & \text{if } \left| \frac{d_4}{\sqrt{y_5^2 + (l_1 - x_5)^2}} \right| \leq 1 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad \text{Équation II-27}$$

Et

$$g_2 = \begin{cases} H_{12} & \text{if } \left| \frac{c_1}{\sqrt{A_1^2 + B_1^2}} \right| \leq 1 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad \text{Équation II-28}$$

où H_{11} et H_{12} sont de grandes constantes positives.

5.2.2. Conditions de Grashof

La somme des longueurs du membre le plus court et du membre le plus long du mécanisme à quatre barres (OBCA) doit être inférieure à la somme des longueurs des deux membres restants. La contrainte se référant aux conditions de Grashof dans l'Équation II-24 est g_2 et est définie comme suit:

$$g_2 = \begin{cases} |l_{\max} + l_{\min} - l_{r1} - l_{r2}| & \text{if } L > 0 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad \text{Équation II-29}$$

où $L = l_{\max} + l_{\min} - l_{r1} - l_{r2}$, $l_{\max} = \max(l_1, l_2, l_3, a_4)$, $l_{\min} = \min(l_1, l_2, l_3, a_4)$, et l_{r1} et l_{r2} les longueurs des deux membres restants.

6. Résultats et discussion

6.1. Méthode d'algorithme génétique

Pour trouver le vecteur de conception optimal, nous suggérons, dans ce travail, l'utilisation de la méthode de l'algorithme génétique (AG). L'idée de la méthode AG provient de l'évolution naturelle qui porte sur la sélection et la mutation. L'AG est appliquée avec succès au problème d'optimisation Équation II-23.

À des fins d'illustration, les paramètres de l'Équation II-9 sont fixés comme suit :

$$\begin{cases} A = 6.444e + 05 \\ n = 2.987 \\ F_c = 0.5 N \end{cases}$$

Ces valeurs sont utilisées pour générer la courbe de réponse sur un ensemble de 24 positions. Ces données sont ensuite incluses en tant que valeurs de référence dans la fonction objective. Le Tableau II-5 contient les paramètres d'optimisation GA. L'intervalle d'existence pour chaque variable de conception est indiqué dans Tableau II-6.

Tableau II-5 : Les paramètres de l'AG.

Taille de population	Nombre de générations maximal	Nombre de variables	Fraction de croisement	Taux de mutation
100	250	10	0.7	0.03

Tableau II-6 : Intervalle limites de variables de conception.

l_0 [mm]	l_1 [mm]	l_2 [mm]	l_3 [mm]	a_4 [mm]
[10,100]	[10,100]	[10,100]	[10,100]	[10,100]
x_5 [mm]	d_4 [mm]	α [°]	k [N/mm]	
[-50,50]	[0,100]	[0,60]	[1,10]	

Les paramètres optimaux du PCJ obtenus à partir de l'optimisation par GA sont donnés dans le Tableau II-7.

Tableau II-7 : Résultat d'optimisation d mécanisme à six-barres.

X	l_0	l_1	l_2	l_3	a_4	x_5	d_4	α	k [N/mm]
	57	40	40	40	40	25	39	45°	2.4

Afin de valider les résultats d'optimisation, un modèle SimMechanics 2G du PCJ paramétrable a été construit, voir Figure II.11. Les réponses de force et de position externes ont été utilisés pour obtenir numériquement, dans Simulink, la courbe d'évolution de la raideur du mécanisme en fonction du déplacement linéaire y_5 , en utilisant la formule suivante : $S = \frac{dF_e}{dy_5}$. Il en résulte que la Figure II.12 montre une bonne correspondance entre la caractéristique F_e et les valeurs de référence F_d .

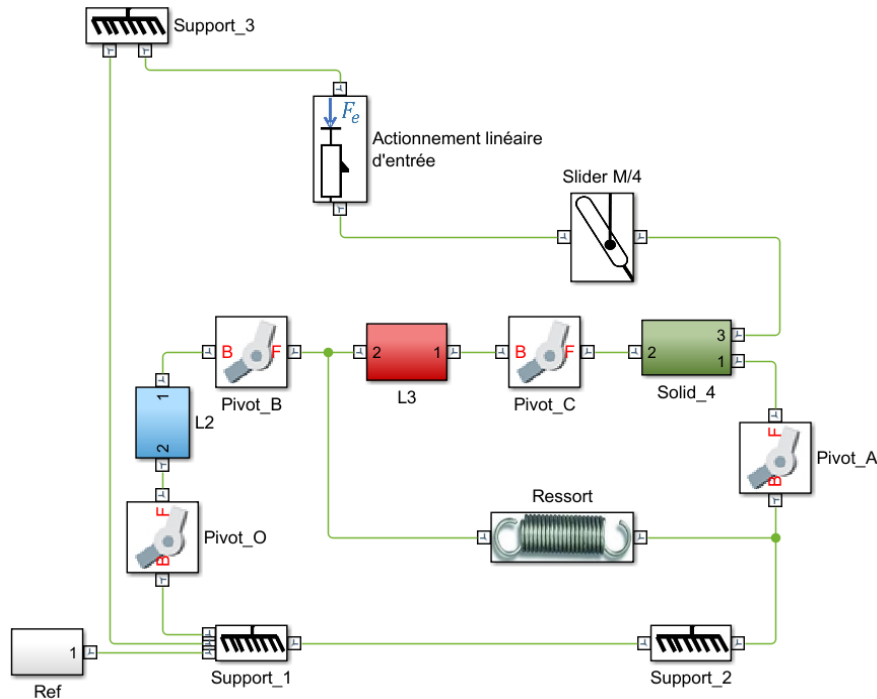


Figure II.11: Modèle du PCJ en Simulink/SimMechanics.

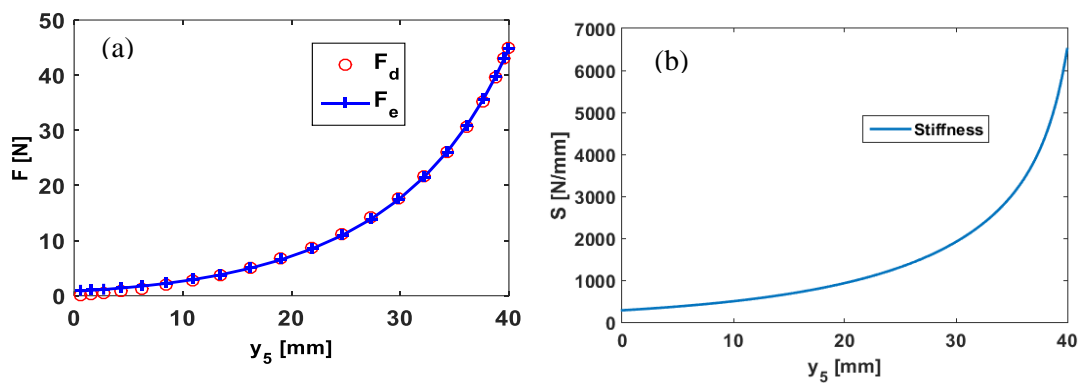


Figure II.12 : Courbes du PCJ proposé (a) F_e en fonction y_5 (b) S en fonction y_5

6.2. Prototype

Un prototype du PCJ est imprimé en 3D avec un filament en ABS à partir de son modèle CAO (voir Figure II.13). Le prototype est fixé, verticalement, au banc d'essai (dans le sens de la pesanteur), et chargé à différentes valeurs de masses. Le déplacement vertical résultant est mesuré et enregistré.

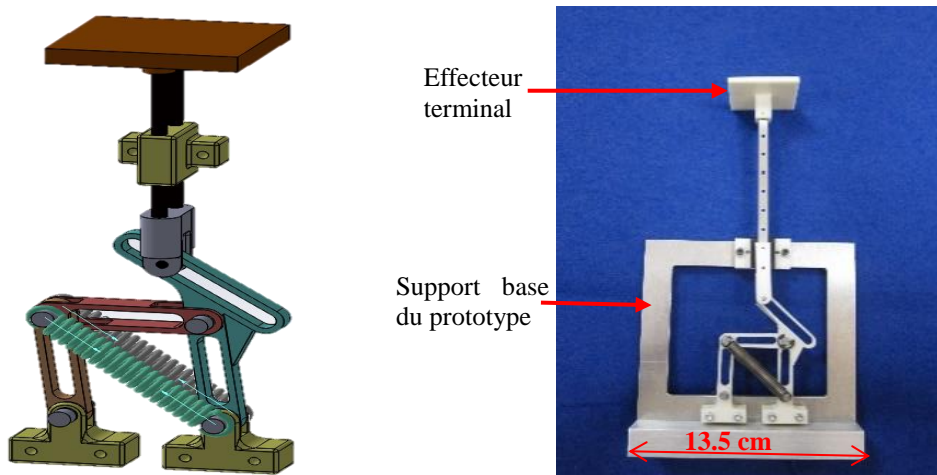


Figure II.13 : Modèle CAO du PCJ (à gauche) et son prototype (à droite)

La Figure II.14 représente les courbes théoriques et expérimentales de F_e [N] vs y_5 [mm]. L'écart, en termes de F_e , reste acceptable pour deux raisons. Premièrement, le procédé de fabrication n'est pas parfaitement précis, et le matériau utilisé n'est pas suffisamment rigide. Deuxièmement, certains effets de frottement sont présents dans les articulations du mécanisme. En comparant ces deux courbes, la modélisation du PCJ est conforme à une mise en œuvre pratique acceptable et le comportement du prototype est valide. La caractéristique élastique imposée est suivie par le PCJ.

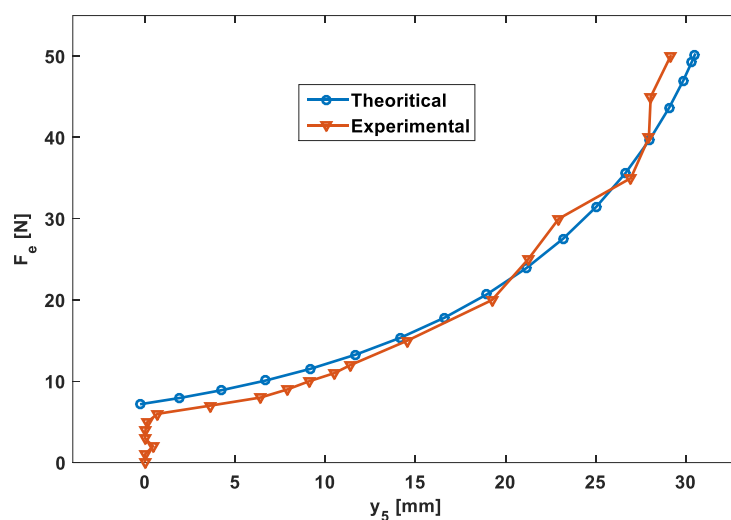


Figure II.14 : Courbes théorique et expérimental du PCJ, F_e en fonction y_5

7. Conclusion

Le design proposé vise à garantir une interaction physique homme-robot sûre, en adoptant un comportement biomimétique en termes de caractéristique force-déformation et plusieurs critères de sécurité. La configuration expérimentale correspond bien au comportement souhaité, en raison de :

- La robustesse de sa structure mécanique simple contre les frottements ; l'un des principaux inconvénients de la conception mécanique.
- La capacité du modèle cinématique à fournir le comportement élastique souhaité en utilisant une optimisation basée sur la méthode de l'algorithme génétique. Notez que le mécanisme PCJ est également géométriquement contraignable.

De point de vue sécurité, le PCJ peut interagir en toute sécurité avec des régions du corps humain qui sont souples et celles qui sont rigides. Pour les régions souples, ceci est atteint en respectant des critères de force-déformation liées à la sécurité au niveau de l'abdomen, la partie la plus sensible du corps humain. Pour les régions rigides la région du crâne est prise comme référence, où une réduction de 92% sur l'échelle HIC est achevée, ce qui signifie une grande réduction de commotions cérébrales. En outre, le PCJ présente une caractéristique intéressante du point de vue de la sécurité. En effet, la capacité de découplage de l'effet de la masse en cas de chocs HR rapide.

Nos travaux futurs seront axés sur la définition du seuil de force, ce qui est fortement recommandé pour les aspects de sécurité et de contrôle. La taille globale du dispositif proposé sera également à optimiser dans le but de faciliter son intégration dans les structures existantes et futures.

Comme on s'est concentré sur le mouvement linéaire dans ce chapitre, dans le chapitre suivant on traitera le mouvement rotatif.

III. La conception du mécanisme de sécurité V2SOM

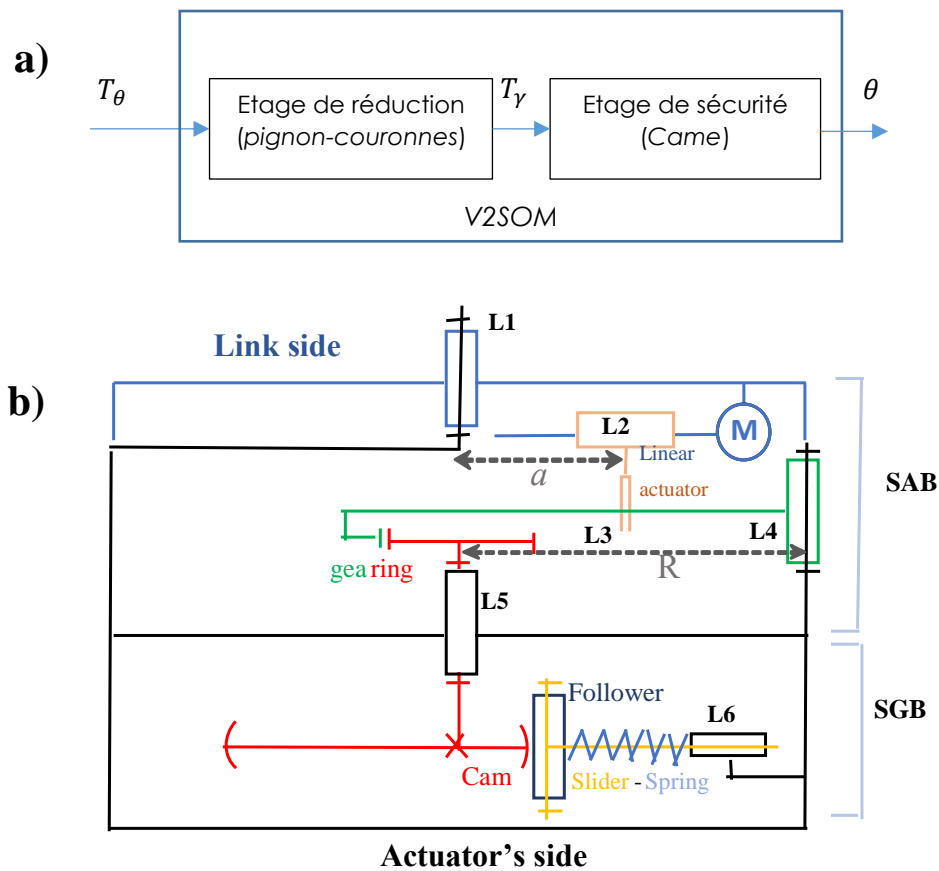
1. Introduction

Dans le chapitre précédent, nous avons présenté une méthodologie complète de conception d'un mécanisme de sécurité pour un déplacement linéaire. Dans ce chapitre, on va se concentrer sur le déplacement en rotation. Cette catégorie est la plus majoritaire dans les cobots de nos jours qui se basent sur un ensemble de liaison pivot rigide. Le but visé porte sur le développement d'un dispositif de sécurité intelligent qui pourra à la fois absorber tout choc potentiel en toute sécurité et communiquer avec le contrôleur central. Dans cette vision, on a conçu un nouveau mécanisme nommé Variable Stiffness Safety Oriented Mechanism (V2SOM).

Ce chapitre se focalise sur les points suivants : le principe de fonctionnement et la démarche de conception, et la présentation du premier prototype.

2. Principe de fonctionnement du V2SOM

V2SOM est un mécanisme de sécurité adapté aux articulations rotatives flexibles dédié aux cobots afin de les rendre sûrs vis-à-vis de leur interaction physique avec des sujets humains. D'un point de vue fonctionnel, le mécanisme de sécurité peut être vu sous la forme de deux blocs fonctionnels : un bloc générateur de rigidité non linéaire qu'on appellera « SGB » et un bloc de réglage de rigidité qu'on appellera « SAB » comme illustré sur la Figure III-1(a). Le SGB est basé sur un mécanisme à cames avec des ressorts d'extension connectés aux galets, voir Figure III-1(b). La caractéristique en couple T_θ du V2SOM en fonction de la déflexion élastique θ dépend du profil de la came comme cela sera montré dans la suite de ce chapitre. Le SAB est en principe un réducteur d'angle quasi-linéaire, qui définit le taux d'amplification de la déflexion élastique du bloc SGB. Ce taux peut être ajusté en continu via deux petits actionneurs linéaires M, voir Figure III-1(b).



SAB: Stiffness Adjusting Block

SGB: Stiffness Generator Block

Figure III-1: Schéma cinématique du V2SOM.

2.1. Bloc générateur de rigidité : SGB

La Figure III-2 illustre deux positions du système came-galet, une position de repos et une position de couple de torsion non nul. Le but à travers cette illustration est d'expliquer le principe de fonctionnement du bloc fonctionnel SGB. La Figure III-2 (a) présente le système came-galet au repos, ce qui correspond à une configuration des ressorts non comprimés et un couple de torsion appliqué sur la came autour de son axe proche de zéro, $T_\gamma \approx 0$. L'application d'un couple $T_\gamma > 0$ génère un angle de déflexion élastique équivalent γ , et une compression des ressorts suite à la translation des galets montés sur glissières.

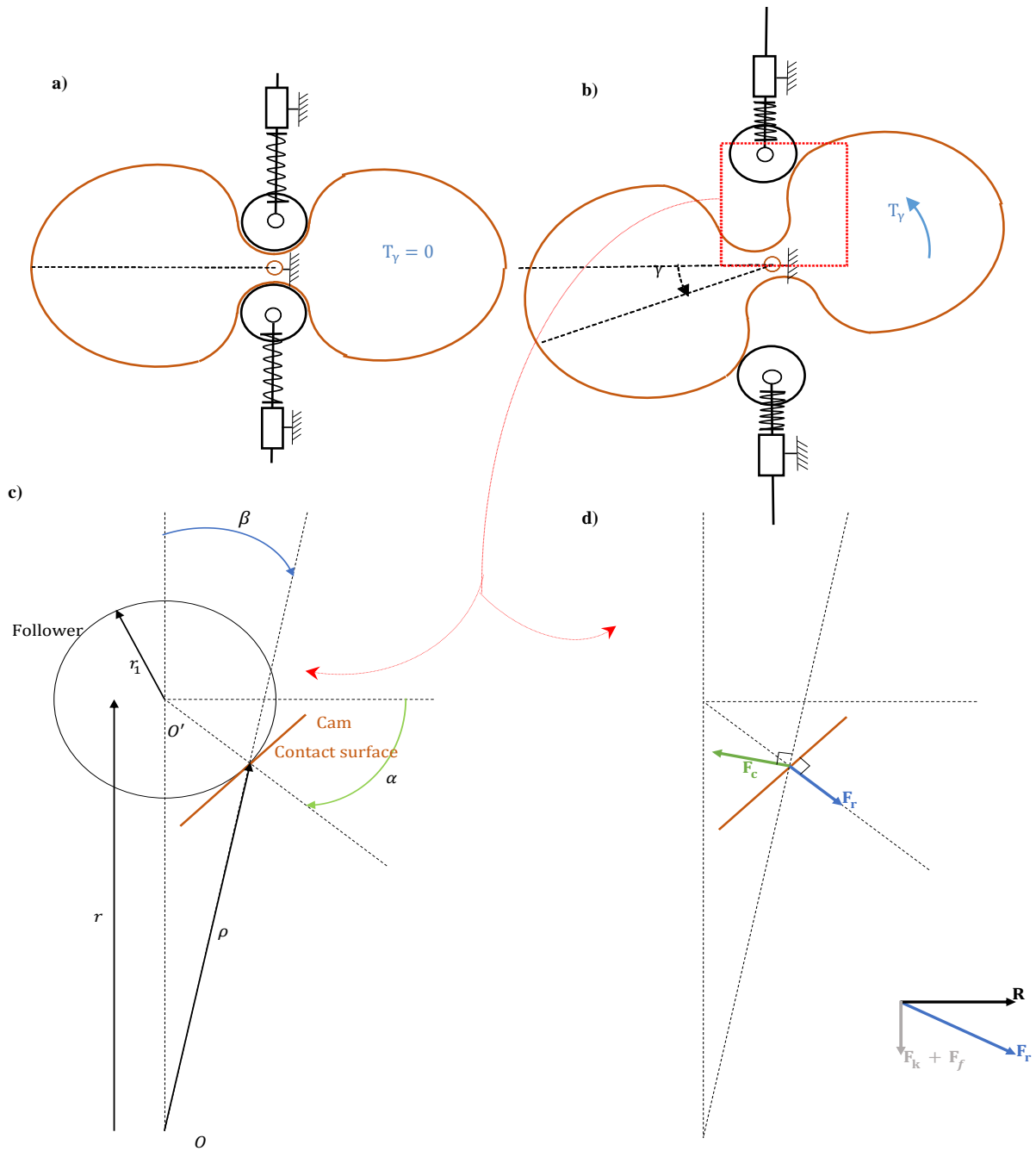


Figure III-2: Bloc du générateur de rigidité (a) au repos $\gamma = 0$ ($T_\gamma = 0$) (b) à la déflexion $\gamma \neq 0$ (T_γ) (c) Paramètres géométriques du contact came-galet (d) Forces de contact sur le galet.

Au niveau de la surface de contact, voir Figure III-2 (c-d), l'ensemble des forces d'équilibre statique ainsi que les paramètres géométriques sont cités ci-dessous :

- ρ : distance entre le centre de la came et le point de contact entre came-galet.
- r_1 : le rayon du galet
- r : la distance entre le centre du galet et le centre de rotation de la came. La valeur minimale de r est r_0 .
- F_r : la force résultante au contact came-galet.
- F_c : la composante de F_r qui génère le couple de déflexion T_γ , tel que :

$$\begin{cases} T_\gamma = 2 \rho F_c \\ F_c = \cos(\beta - \alpha) F_r \end{cases} \quad \text{Équation III-1}$$

On note que les composantes F_r de chaque galet, portées par l'axe passant par le centre de rotation, s'annulent mutuellement.

- F_f : la force de friction sur le curseur supportant le galet.
- F_k : la force de compression du ressort.
- R : la force appliquée sur le curseur perpendiculaire à son axe.

L'équilibre statique de chaque galet sous les forces F_f , F_k , R et F_r permet d'écrire les équations suivantes:

$$\begin{cases} R = \cos \alpha F_r \\ F_k + F_f = \sin \alpha F_r \end{cases} \quad \text{Équation III-2}$$

Le frottement au niveau de la glissière support des galets, résultant de F_r , est considéré de type Coulomb et exprimé comme suit :

$$F_f = \mu R = \mu \cos \alpha F_r \quad \text{Équation III-3}$$

Où μ est le coefficient de frottement.

A partir de la Figure III-2 (c), les relations entre les paramètres géométriques sont données comme suit :

$$\begin{cases} r_1 \cos \alpha = \rho \sin \beta \\ r - r_1 \sin \alpha = \rho \cos \beta \end{cases} \quad \text{Équation III-4}$$

Les Équation III-4 sont réarrangées comme suit :

$$\begin{cases} \beta = \text{atan}\left(\frac{r_1 \cos \alpha}{r - r_1 \sin \alpha}\right) \\ \rho = \frac{r_1 \cos \alpha}{\sin \beta} \end{cases} \quad \text{Équation III-5}$$

Le principe des travaux virtuels appliqué au système came-galet, pour une rotation de la came de $0 \rightarrow \gamma$ équivalente à la translation du galet de $r_0 \rightarrow r$, permet d'écrire :

$$\int_0^\gamma T_\gamma(x) dx = 2 \int_{r_0}^r (F_k(y) + F_f(z)) dy \quad \text{Équation III-6}$$

Qu'on peut simplifier sous forme :

$$\int_0^\gamma T_\gamma(x) dx = 2 \int_{r_0}^r F_k(y) \left(1 + \frac{\mu \cos \alpha}{\sin \alpha - \mu \cos \alpha}\right) dy \quad \text{Équation III-7}$$

Après un changement de variable dans l'Équation III-7, $x = \gamma(y)$, on obtient :

$$\int_{r_0}^r \dot{\gamma} T_\gamma(\gamma(y)) dy = 2 \int_{r_0}^r F_k(y) \left(1 + \frac{\mu \cos \alpha}{\sin \alpha - \mu \cos \alpha}\right) dy \quad \text{Équation III-8}$$

avec $\dot{\gamma} = \frac{\partial \gamma}{\partial r}$, $\gamma(r_0) = 0$ et $\gamma(r) = \gamma$.

Comme l'Équation III-8 est valide $\forall r \geq r_0$, on peut écrire :

$$\dot{\gamma}T_{\gamma}(\gamma(r)) = 2F_k(r) \left(1 + \frac{\mu \cos \alpha}{\sin \alpha - \mu \cos \alpha}\right) \quad \text{Équation III-9}$$

La combinaison des équations : Équation III-1 Équation III-2, Équation III-3, Équation III-5 et Équation III-9 conduit à:

$$\begin{cases} \tan \alpha = r\dot{\gamma} \\ \dot{\gamma} = \frac{2F_k(r)}{T_{\gamma}(\gamma)} + \frac{\mu}{r} \end{cases} \quad \text{où } \gamma \neq 0 \quad \text{Équation III-10}$$

La première étape pour l'identification du profil de la came, c'est-à-dire l'ensemble des points définis en coordonnées polaires (β, ρ) , porte sur la résolution de la seconde équation différentielle du système d'équations Équation III-10). Ensuite, les coordonnées (β, ρ) sont trouvées en utilisant l'Équation III-5.

Afin de résoudre l'équation non linéaire (Équation III-10), on adopte le schéma numérique suivant :

$$\dot{\gamma}(r_i) = \frac{\gamma(r_{i+1}) - \gamma(r_i)}{r_{i+1} - r_i} \quad \text{Équation III-11}$$

La substitution de l'Équation III-11 dans la deuxième Équation III-10 donne :

$$\gamma_{i+1} = \gamma_i + (r_{i+1} - r_i) \left(\frac{2F_k(r_i)}{T_{\gamma}(\gamma_i)} + \frac{\mu}{r_i} \right) \quad \text{Équation III-12}$$

avec $\gamma_{i+1} = \gamma(r_{i+1})$, $\gamma_i = \gamma(r_i)$ et $\gamma_0 = \gamma(r_0) = 0$.

Afin de simplifier le problème, nous avons représenté une combinaison de quatre ressorts d'extension, comme un seul ressort de compression sur les Figure III-1(b) et Figure III-2. Ces ressorts de la Figure III-2 ont la caractéristique suivante :

$$F_k = 4rK \left(1 - \frac{l_0}{\sqrt{r^2 + b^2}}\right) \quad \text{Équation III-13}$$

Où K et l_0 sont la rigidité des ressorts d'extension et la longueur initiale, respectivement. Et b une constante que nous choisissons.

Il est évident que le profil de la came est directement lié à la caractéristique du couple de déflexion, T_{γ} en fonction de l'angle de déflexion γ . Le bloc SGB du V2SOM admet la caractéristique de couple montrée sur la Figure III-3, où les deux modes fonctionnels sont illustrés. L'équation de cette caractéristique, courbe de la Figure III-3, est donnée par :

$$T_{\gamma}(\gamma) = T_{max}(1 - e^{-s\gamma})$$

Équation III-14

avec T_{max} et s sont deux constantes du choix du concepteur.

Le premier mode que nous appelons mode de fonctionnement normal, c'est-à-dire aucune collision ne se produit, est défini dans la plage de déviation (I) de la Figure III-3. La plage (I) est caractérisée par une valeur de couple $T_{80\%}$, valeur arbitraire choisie par l'utilisateur, qui représente 80% de T_{max} . En conséquence, la plage (II) représente le mode de collision où le couple de déviation dans le bloc SGB dépasse le seuil de $T_{80\%}$.

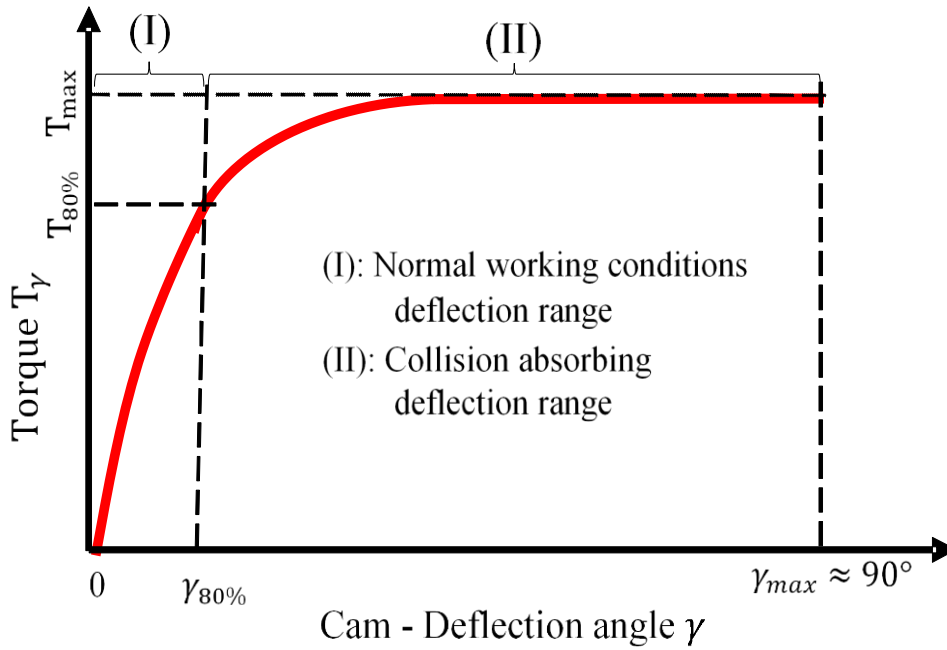


Figure III-3: La caractéristique couple - déviation du SGB dans les deux modes fonctionnels de V2SOM.

2.2. Bloc d'ajustement de la rigidité : SAB

La plage de déflexion du bloc SGB est comprise entre $[-90^\circ; 90^\circ]$, alors que la plupart des applications cobotiques sont comprises dans une plage beaucoup plus petite, par exemple $[-15^\circ; 15^\circ]$ pour une application bras humanoïde [21]. De plus, la nécessité d'ajuster la rigidité de l'articulation à la charge variable nécessite un réglage continu de la rigidité apparente du V2SOM. Ainsi, le rôle du bloc SAB comme réducteur réglable en continu d'angle de déviation (amplificateur de couple) du SGB.

Le bloc SAB est basé sur un mécanisme d'engrenage symétrique dans lequel deux couronnes entraînent le même pignon central, voir Figure III-4 (a). Les couronnes sont entraînées par un double système de bras de levier, avec un rayon ajustable, qui est supporté par la sortie du V2SOM. Le système de bras de levier est représenté par la liaison L_2 sur la Figure III-1(b). Son rapport de réduction dépend du paramètre a contrôlé par l'actionneur linéaire M, comme représenté sur la Figure III-1(b) et la Figure III-4 (b). Les tiges d'entraînement du système à levier sont éloignées d'une distance de $2a$. Lorsque la couronne est entraînée en rotation, les tiges coulisent le long de celle-ci et leur position est donnée par le paramètre x (voir Figure III-4 (b)).

L'angle de déviation du V2SOM est θ , voir Figure III-4 (b), qui correspond à la sortie du bloc SAB. La relation entre le couple de sortie T_θ et le couple d'entrée T_γ est donnée par :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{T_\theta}{T_\gamma} = \frac{R_1}{R_2} \left(-1 + \frac{\cos \delta}{\sqrt{\left(\frac{a}{R}\right)^2 - \sin^2 \delta}} \right)^{-1} : \text{where } \delta = \text{atan} \left(\frac{a \sin \theta}{R - a \cos \theta} \right) \\ R \sin \left(\frac{\pi R_2}{2R_1} \right) \leq a \leq R \\ |\theta| \in \left[0, \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{R_2}{R_1} \right) - a \cos \left(\frac{R}{a} \sin \left(\frac{\pi R_2}{2R_1} \right) \right) \right] \end{array} \right. \quad \text{Équation III-15}$$

La deuxième Équation III-15 est une condition fonctionnelle sur le paramètre de réglage a pour obtenir le comportement souhaité du SAB. Lorsque l'angle d'entrée γ varie entre -90° et 90° , l'angle de sortie θ reste dans la plage variable selon a et décrite par la troisième Équation III-15.

Au voisinage de zéro de l'angle θ , la première Équation III-15 peut être approchée en utilisant l'approximation polynomiale de second ordre de Taylor par la fonction F_{ideal} suivante :

$$F_{ideal}(a, \theta) = \frac{a}{R-a} \quad \text{Équation III-16}$$

Les courbes du rapport de réduction du bloc SAB, $\frac{T_\theta}{T_\gamma}$, exprimées par l'Équation III-15 et leur équation de courbes approchées Équation III-16 sont toutes les deux représentées sur la Figure III-5, avec la valeur du rapport $\frac{R_1}{R_2} = 7.5$ à des fins d'illustration. On note que les deux courbes se superposent au voisinage d'une déviation nulle, ce qui correspond à la plage (I) de la Figure III-3, et puis s'écartent dans la plage (II). Cela signifie que le rapport de réduction du bloc SAB peut être facilement ajusté en utilisant la formule Équation III-16) pour les conditions de travail normales. La partie décroissante de cette réponse sera traitée par une correction du profil de la came, comme cela sera détaillé dans la section suivante.

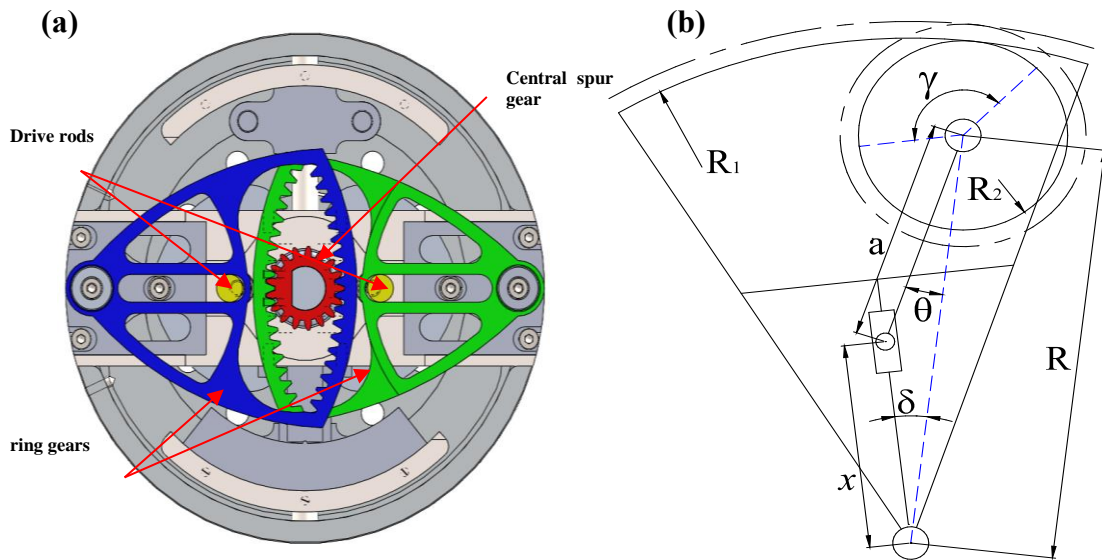


Figure III-4: Bloc de réglage de la rigidité SAB (a) Vue en coupe transversale du modèle CAO (b) Schéma simplifié avec une seule couronne.

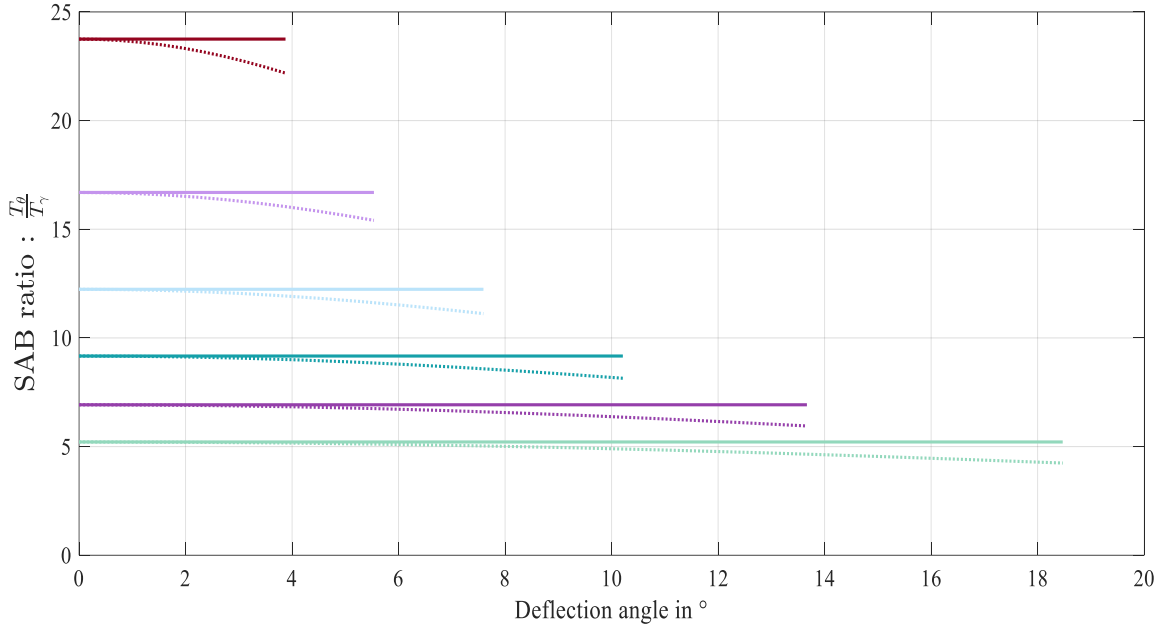


Figure III-5 : Courbes du rapport de réduction du SAB $\frac{T_\theta}{T_\gamma}$ (en pointillés) et leur approximation idéale F_{ideal} (en trait solide).

2.3. Correction de la came

Dans les deux derniers paragraphes, nous avons présenté les deux blocs fonctionnels :SGB et SAB, et nous avons conclu que pour obtenir l'approximation idéale globale du bloc SAB, le profil de la came doit être corrigée. Ce changement compense la déviation croissante du rapport de réduction. Ainsi, le bloc SAB se comporte comme un réducteur quasi-linéaire réglable en continu. Le profil de la came provient de l'expression de T_γ donné par l'Équation III-14 et corrigé avec le facteur polynomial du second ordre, ce qui donne $T_{\gamma-cor}$:

$$T_{\gamma-cor}(\gamma) = T_\gamma(\gamma) \cdot (a_0 + a_1\gamma + a_2\gamma^2) \quad \text{Équation III-17}$$

Où a_0 , a_1 et a_3 sont des coefficients de type réels. Le facteur de correction polynomial de second ordre est choisi de telle façon que la valeur de $T_{\gamma-cor}$ ne soit modifiée que dans la plage (II). Tandis que la continuité entre les deux plages de déflexion est conservée. Ceci est obtenu à travers une formulation d'un problème d'optimisation basée sur la méthode des moindres carrés, où l'erreur est décrite par la différence entre un ensemble de points représentant la caractéristique réelle et sa correspondante idéale du bloc SAB. Ce problème d'optimisation est formulé comme suit :

$$\text{Minimize } E = \sum_{i=1, j=1}^{n, m} e_{i,j}^2(a_i, \theta_{i,j})$$

$$\text{Équation III-18}$$

Avec :

- $e_{i,j}(a_i, \theta_{i,j}) = \frac{T_\theta}{T_\gamma}(a_i, \theta_{i,j})(a_0 + a_1\theta_{i,j} + a_2\theta_{i,j}^2) - F_{ideal}(a_i, \theta_{i,j})$
- n, m : valeurs de discrétisation en a et θ , respectivement.
- $R \sin\left(\frac{\pi R_2}{2R_1}\right) \leq a_i \leq R$

- $|\theta_{i,j}| \in \left[0, \frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{R_2}{R_1}\right) - \text{acos} \left(\frac{R}{a_i} \sin \left(\frac{\pi R_2}{2R_1} \right) \right) \right]$

Pour différentes valeurs de a_i et $\theta_{i,j}$ dans les intervalles décrit sur la Figure III-5, on obtient $[a_1, a_2, a_3] = [1.001, -0.0369, 2.588]$, avec la toolbox Curve Fitting de Matlab.

Les courbes de réduction du bloc SAB corrigées et idéales sont tracés sur la Figure III-6. On remarque une amélioration décrite par une meilleure superposition dans chaque palier de même rapport $\frac{a}{R}$. Pour $\frac{a}{R} = 0.62$, les deux courbes idéale et corrigée se superposent parfaitement tout au long de la déflexion. Pour des valeurs $\frac{a}{R} < 0.62$, la différence entre les courbes idéales et corrigées demeure négative, par contre moins faibles qu'avant la correction. Pour des valeurs $\frac{a}{R} > 0.62$ l'erreur est positive et atteint un dépassement maximal de 4% de la valeur idéale pour le rapport $\frac{a}{R} = 0.76$. Ceci dit, on ne dépasse pas les seuils de sécurité quand ils sont faibles, d'où la préservation de l'aspect sécurité de notre mécanisme.

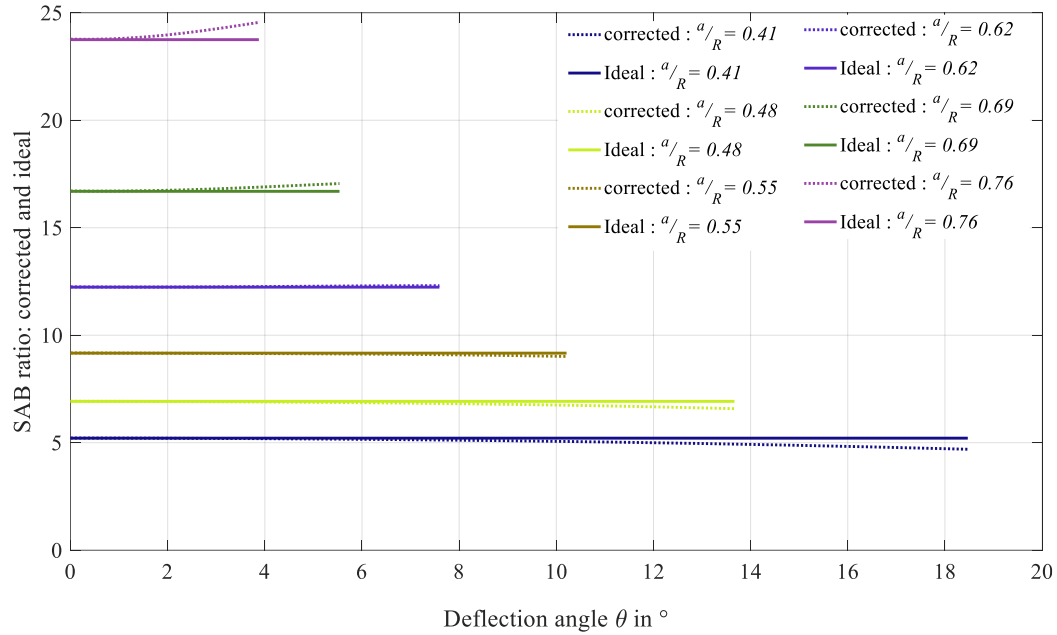


Figure III-6: Courbes du rapport de réduction du SAB corrigé (en pointillés) et leur approximation idéale F_{ideal} (en trait solide).

2.4. La caractéristique complète du V2SOM

Après avoir corrigé le profil de la came, la caractéristique du V2SOM en couple appliqué T_θ en fonction de la déflexion élastique θ est donnée par l'équation suivante :

$$T_\theta(\theta, a) = T_\gamma(\gamma) \frac{R_1}{R_2} (a_0 + a_1\theta + a_2\theta^2) \left(-1 + \frac{\cos \delta}{\sqrt{\left(\frac{a}{R}\right)^2 - \sin^2 \delta}} \right)^{-1} \quad \text{Équation III-19}$$

Avec :

- $\theta = \frac{\pi}{2} - \frac{\gamma R_2}{R_1} - \text{acos} \left(\frac{R}{a} \sin \left(\frac{\gamma R_2}{2R_1} \right) \right)$
- $\delta = \text{atan} \left(\frac{a \sin \theta}{R - a \cos \theta} \right)$
- $R \sin \left(\frac{\pi R_2}{2R_1} \right) \leq a_i \leq R$

- $|\gamma| < \frac{\pi}{2}$

Sur la Figure III-7, est tracée la caractéristique théorique après correction du premier prototype V2SOM, pour onze réglages de a . Vu que le V2SOM est bidirectionnel sa caractéristique est symétrique par rapport au point d'origine. Sur cette figure on remarque, effectivement, que la correction a une influence modérée sur le seuil de sécurité spécifique à chaque valeur de a , c.-à-d. que le couple reste quasi-stable après une certaine valeur.

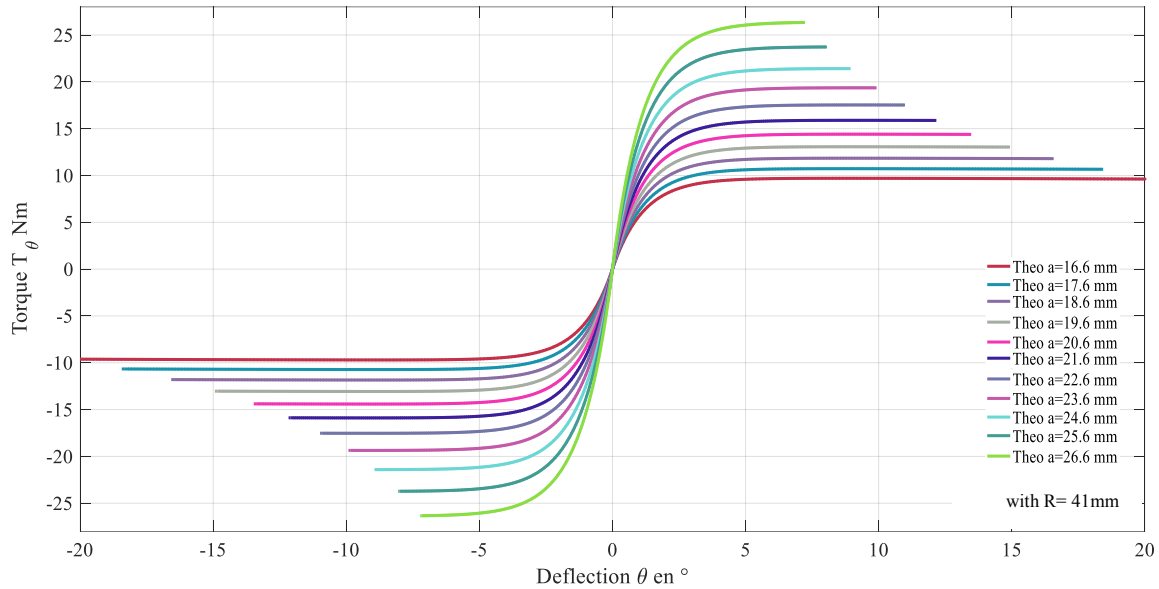


Figure III-7: Caractéristique du V2SOM pour onze différentes valeurs de a .

2.5. Principe de dimensionnement du V2SOM :

V2SOM est un dispositif à compliance non-linéaire réglable, ce qui permet d'avoir un seuil de sécurité réglable en temps réel. Sa compliance émane du bloc SGB, qu'on adapte via le bloc SAB. Comme la réponse du bloc SAB n'est pas conforme, on corrige l'écart dans la réponse du rapport de réduction dans le modèle du bloc SGB à travers le profil de la came. La Figure III-8 reprend le principe de dimensionnement du V2SOM sous forme de blocs fonctionnels.

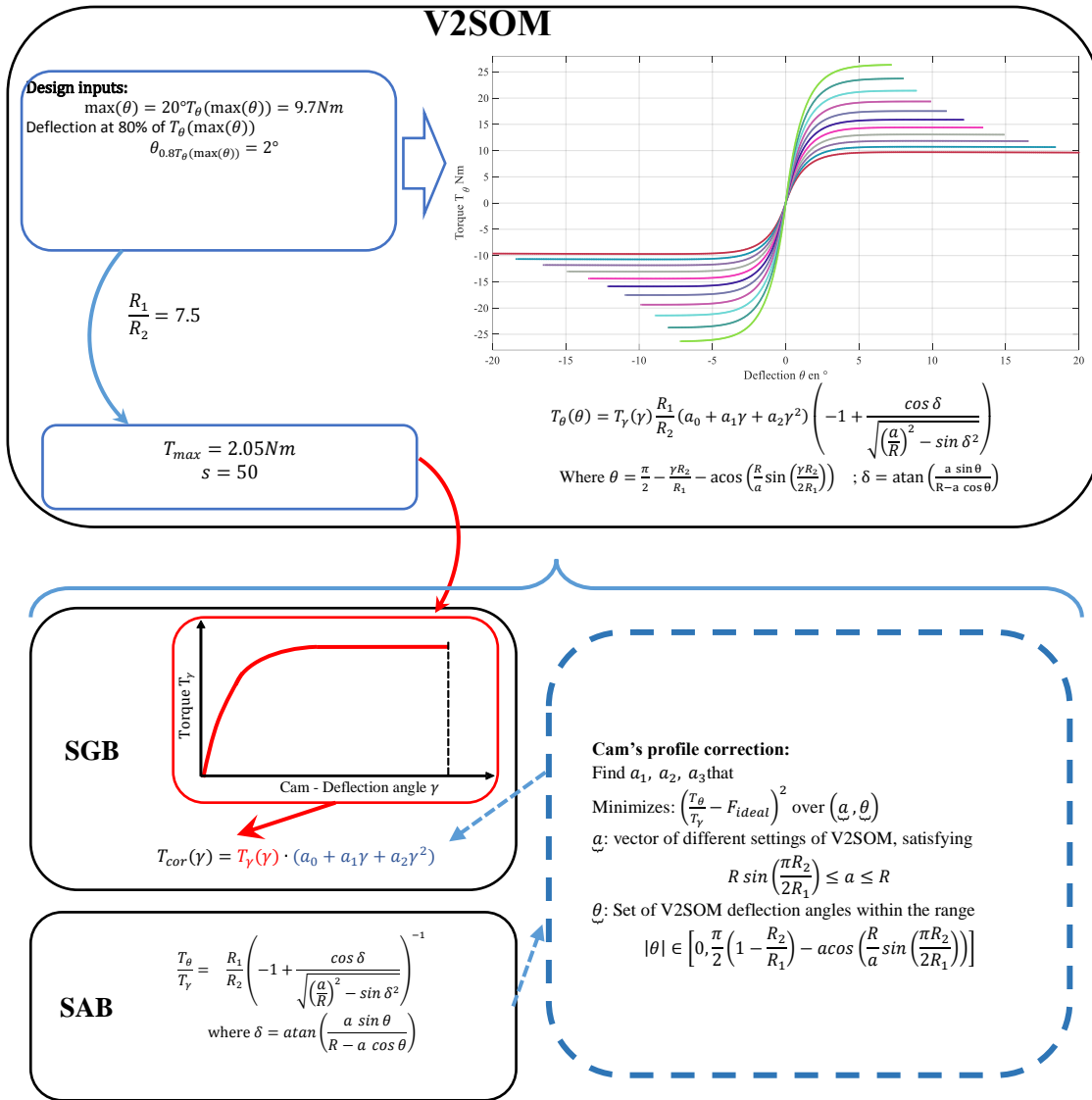


Figure III-8 : Résumé du principe de fonctionnement du V2SOM.

3. Système de commande interne du V2SOM :

Nous avons développé le V2SOM dans le cadre du projet ANR-SISCob dont l'objectif est d'avoir un dispositif mécatronique intégré capable de :

- Garantir un bon fonctionnement du cobot lors de ses interactions avec l'homme, soit d'une manière passive ou semi-passive. Dans le mode semi-passif, le V2SOM adapte son comportement compliant afin de se conformer avec la stratégie de commande.
- Absorber passivement et en toute sécurité tout choc potentiel contre un sujet humain. Ici, le mode passif est crucial pour répondre instantanément à la collision afin d'empêcher toute conséquence néfaste sur l'homme en place.

Effectivement, le V2SOM répond à ces deux objectifs via son comportement compliant ainsi que son système de contrôle interne. Dans ce qui suit, on détaillera l'architecture mécanique (CAO) du premier prototype et on décrira le système électronique intégré au sein du dispositif.

Pour que le cobot assure un fonctionnement sécurisé, une communication entre son contrôleur central et son ensemble de V2SOMs doit exister. L'échange d'information entre le contrôleur central du cobot et le contrôleur local de chaque V2SOM prend la forme suivante :

- Le contrôleur central envoie des commandes au V2SOM pour qu'il ajuste son comportement mécanique.
- V2SOM de sa part informe en temps réel le contrôleur central de son état, qu'on va détailler ci-après.

La Figure III-9 illustre le système de commande du V2SOM qui inclut :

- Deux servomoteurs linéaires, de type Firegelli PQ-12, pour ajuster la compliance du mécanisme. Chaque servomoteur a une masse de 15 grammes, et fournit une force maximale de 30N suffisante pour surmonter la composante du frottement sur la glissière.
- Un encodeur pour mesurer la déflexion élastique à la sortie du mécanisme. Sa résolution est de 0.0313° . Afin d'améliorer la précision globale de mesure, on utilise la redondance de mesure avec un autre encodeur au niveau de la came qui sera réservé pour les versions futures du V2SOM.
- Un microcontrôleur pour l'asservissement des vérins, l'acquisition de l'angle de déflexion et la gestion des routines d'initialisation du V2SOM.
- Une interface de communication de type CAN, avec un débit de 1Mbit/s. Ce débit est suffisant vu la taille des messages à transférer. Le bus CAN est assez répandu dans les applications industrielles grâce à sa robustesse.

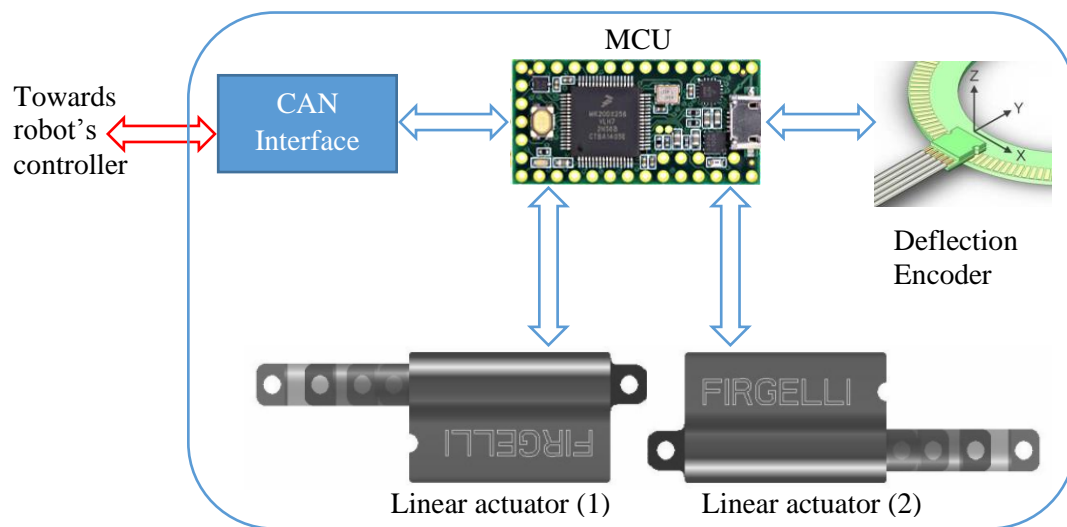


Figure III-9 : Schéma du système de commande du V2SOM.

La Figure III-10 résume l'ensemble des routines que le contrôleur local du V2SOM gère. Lors de l'initialisation du V2SOM, deux routines préliminaires sont à valider avant d'entamer le mode de fonctionnement normal. La première routine (INIT_ACT) vise à déterminer la course possible des vérins. La deuxième routine ajuste l'offset de l'encodeur incrémental.

Après validation des deux routines, on passe au mode de fonctionnement normal où le V2SOM. La première tâche est de superviser la déflexion élastique (ENC_Pos_Change), et d'envoyer la valeur de déflexion dès qu'il y en a eu une. La période d'échange des messages avec le contrôleur central est configurable selon le besoin de ce dernier via la variable (STATE_COM_CYCLE). De la même façon,

les seuils de sécurité sont ajustables via la variable (STATE_SAFETY_THRESHOLD). L'asservissement des vérins est assuré par la routine (STATE_ACT_POS).

On note que la tâche de supervision de la déflexion se fait en parallèle avec les autres tâches. Dans le cas où les seuils de sécurité sont dépassés, l'envoi d'un message d'alarme contenant la valeur de déformation actuelle devient prioritaire aux autres tâches.

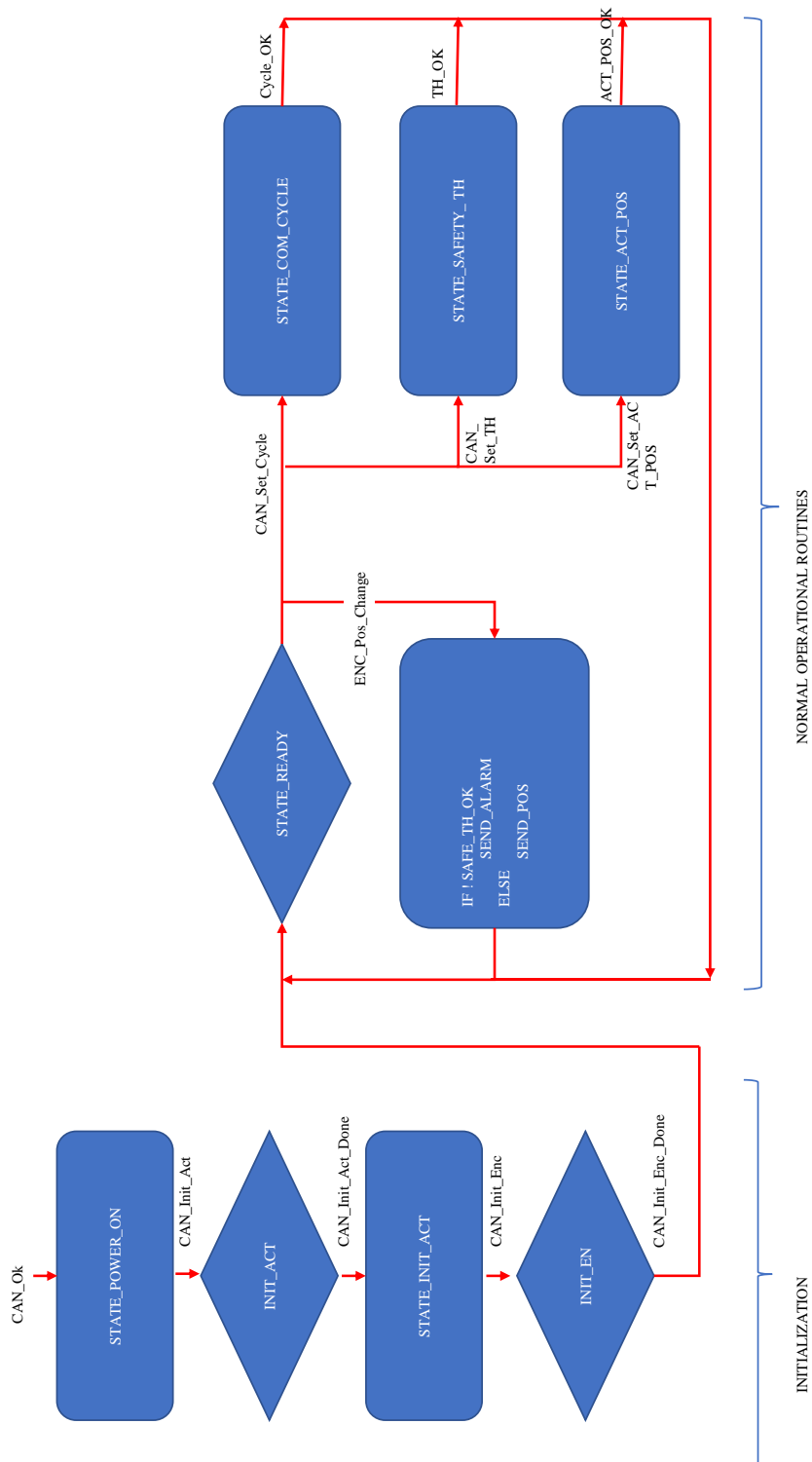


Figure III-10 : Schéma de fonctions gérées par le contrôleur local du V2SOM.

4. Caractérisation du premier prototype V2SOM

La première version CAO du V2SOM a conduit au prototype illustré sur la Figure III-11. Ce prototype permet d'avoir un seuil de sécurité minimale de 9.7Nm pour une déflexion maximale de 20°. Le réglage de ce prototype en mode rigide peut se faire dans une durée de moins de 150ms à partir de sa configuration nominale (9.7Nm). Comme présenté sur la Figure III-11, le V2SOM fait 78mm en hauteur et 92mm en diamètre. Le poids de cette version, y compris l'électronique de communication et de commande intégrée, est approximativement de 970g. Ces chiffres peuvent être améliorés en optant pour une conception intégrée du V2SOM dans le cobot.

La Figure III-12 illustre la caractérisation expérimentale du premier prototype (courbes pointillés) à côté de leurs courbes théoriques correspondantes. En général, ces courbes présentent une petite déviation par rapport à la référence qu'on peut expliquer par :

- La qualité des vérins non-réversibles
- Les frottements au niveau de la liaison glissière du bloc SGB
- Les frottements au niveau du levier du bloc SAB
- Les imperfections des pièces qui subissent des grandes contraintes comme les engrenages du bloc SAB.
- ...

Toutes ces causes d'imperfection sont de type technologique qui peuvent être réduites ou éliminées. Par exemple, en utilisant des vérins assez rigides ayant un jeu plus petit.

La Tableau III-1 contient un ensemble de données mécaniques et électriques caractéristiques du prototype de la Figure III-11. Cet tableau suit les recommandations du projet VIATORS, qui visent à avoir des fiches techniques normalisés afin de pouvoir comparer les VSAs présents dans la littérature. Le temps de variation de la rigidité mentionné sur le tableau, dépend principalement des vérins, et fait référence à la durée nécessaire pour varier le paramètre α sur sa plage décrite dans l'Équation III-15. On note que pour passer de la configuration nominale à la position complètement rigide, qui sont proches l'une de l'autre, une durée inférieure à 150ms est suffisante. Grâce à son architecture sérielle, le V2SOM peut balayer un angle de rotation limité uniquement par le moteur de l'articulation. La consommation maximale du V2SOM est de 7.2W, dont on a besoin pour alimenter les éléments de la boucle de régulation y compris l'électronique de commande intégrée et les actionneurs de réglages... On peut garder V2SOM sur une courbe de rigidité donnée sans avoir recours à alimenter les vérins. Dans ce cas sa consommation électrique baisse jusqu'à 1.32W. Ceci est un point fort du V2SOM où l'efficacité énergétique est cruciale.

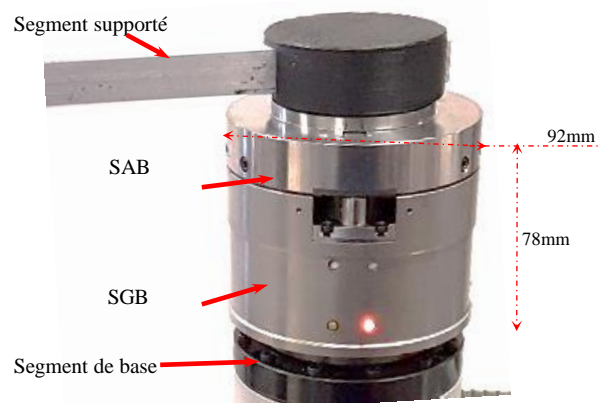


Figure III-11 : Prototype de V2SOM.

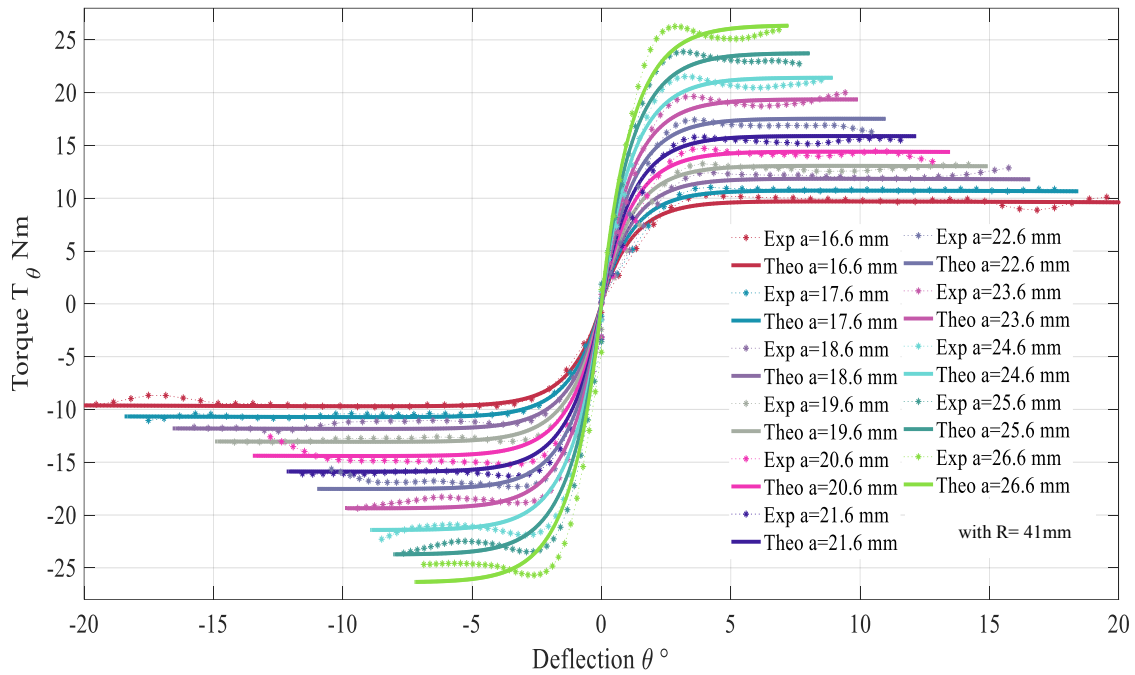


Figure III-12 : Caractéristique couple en fonction de déflexion élastique du premier prototype V2SOM.

Tableau III-1 : Caractéristiques mécaniques et électriques du V2SOM.

Mechanical				
1	Lowest Safety Threshold Torque		[Nm]	9.7
2	Safety Threshold Variation Time (from nominal level towards completely Stiff state)	With/without load. (prone improvement)	[s]	1.6
3	Maximum Stiffness		[Nm/rad]	∞
4	Minimum Stiffness		[Nm/rad]	~ 0
5	Maximum Elastic Energy		[J]	2.98
6	Maximum deflection	with max. Safety Threshold	[°]	0
		with min. Safety Threshold	[°]	20
7	Active Rotation Angle		[°]	$\pm\infty$
8	Angular Resolution		[°]	0.0313
9	Weight		[Kg]	0.970
Electrical				
10	Nominal Voltage		[V]	12
11	Nominal Current		[A]	0.010
12	Maximum Current		[A]	0.500
Control				
13	Voltage Supply		[V]	12
14	Nominal Current		[A]	0.105
15	I/O protocol		CAN [1 Mbit/s]	

5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté le principe de fonctionnement du V2SOM. Ce mécanisme présente plusieurs avantages du point de vue fonctionnel, à citer, (i) le découplage de la commande de rigidité et de position, (ii) maintien d'un certain seuil de sécurité sans utiliser d'énergie, et d'autres qu'on va détailler dans le chapitre suivant. Le développement de V2SOM s'inscrit dans le cadre du projet SISCob qui vise à développer un mécanisme de sécurité intelligente pour la cobotique. Effectivement cet objectif est atteint ; le V2SOM offre deux modes de fonctionnement passif et semi-passif. Dans le premier mode, la réaction aux collisions externes au cobot prend lieu instantanément et d'une manière robuste grâce au seuil de sécurité passivement assuré par le système mécanique. Dans le deuxième mode, semi-passif, le V2SOM est facilement réglable grâce à son système interne de contrôle. Il suffit d'envoyer les commandes du comportement désiré auxquelles la boucle de régulation locale agit conformément. Un autre aspect particulier du V2SOM par rapport aux autres VSA existant dans la littérature est la possibilité de régler le V2SOM sur un mode complètement rigide où la précision est cruciale.

Le premier prototype valide la faisabilité du concept et met l'accent sur les éléments critiques du design. Parmi les verrous technologiques à améliorer dans un prototype futur, on trouve : Les vérins linéaires de régulation du seuil de V2SOM et les frottements internes au niveau des éléments mobiles. Les caractéristiques, en mode quasi-statique et dynamique, du V2SOM seront présentées en détails dans le chapitre suivant.

IV. Directives préventives de sécurité pour les cobots à base de V2SOM sûrs

1. Introduction

L'amélioration du mouvement cyclique et explosif, ou la garantie d'une interaction physique sûre du cobot avec l'homme sont parmi les principaux facteurs du changement de paradigme visant à rendre les cobots en série intrinsèquement compliants. Inspiré par les recommandations ISO / TS15066 [14], l'objectif final de ce travail est de proposer une méthodologie traduisant les critères de sécurité en mesures pratiques, telle que la vélocité, énergie cinétique, etc et ainsi établir des contraintes de sécurité du comportement élastique de type V2SOM.

Ce travail vient mettre en évidence les propriétés du V2SOM dans les deux modes de fonctionnement : statique et dynamique. On propose des directives préventives sur la façon d'atteindre des performances dynamiques élevées sous certaines contraintes de sécurité spécifiques. Les mesures de sécurité qui en résultent garantissent que toute collision potentielle est contenue sous le niveau 1 sur l'échelle AIS (Abbreviated Injury Scale). Ici, deux critères de sécurité complémentaires sont considérés dans la définition des mesures de sécurité à respecter en cas de choc brusque d'un bras de robot sériel sur la région du corps humain la plus critique. On utilisera le critère de la force d'impact maximale (Impact Force - ImpF) et le critère de blessure de la tête (Head Injury Criterion - HIC) pour l'évaluation des dommages externes et internes, respectivement.

Le chapitre est organisé comme suit. Dans la section II, nous présentons le comportement mécanique de V2SOM à la lumière des travaux précédents. Pour évaluer les critères de sécurité de la région du corps la plus critique, un modèle de collision Homme/Robot (HR) a été construit sous MATLAB / SIMULINK, comme illustré dans la section III. La section IV présente une étude comparative entre le profil de rigidité de V2SOM et un autre profil de rigidité statiquement équivalent, afin de mettre en évidence la capacité de découplage d'inertie de V2SOM parmi d'autres caractéristiques. Ces caractéristiques sont utilisées dans la section V pour établir les conditions de travaux sûrs optimaux de V2SOM pour un seul degré de liberté (DoF). La Section VI présente une généralisation de la formulation présentée dans la section précédente sur l'ensemble des articulations munies d'un V2SOM d'un manipulateur série multi-DoF.

2. V2SOM et les autres VSAs :

De nos jours, plusieurs VSA ont été développés qui diffèrent selon leur principe de fonctionnement [58]. On peut citer par exemple : un système de ressorts de réglage à levier, un actionnement antagoniste avec des moteurs antagonistes ou indépendants, etc. Toutes ces variations, du point de vue fonctionnel, portent sur un couplage d'un système d'actionnement avec un mécanisme à rigidité variable (VSM) tel que représenté sur la Figure IV-1. Cependant, le but de ce travail est d'étudier le comportement élastique du VSM plutôt que ses aspects technologiques, qu'on peut trouver dans [58][20][22]. Les deux principales courbes de rigidité de base que l'on peut trouver dans la littérature sont :

- Rigidité constante, représentée sur la Figure IV-2 (a), qui est réglable selon la technologie utilisée, par ex. régler la longueur du levier [22], [59].

- Rigidité biomimétique, illustrée sur la Figure IV-2 (b), au Centre de Robotique et de Mécatronique du DLR, seuls trois prototypes différents ont été développés, pour citer VS-Joint, QA-Joint et BAVS [21], [60] [19]. Cette catégorie présente une rigidité croissante en fonction de la déflexion, comme indiqué dans [53].

Dans [28], Park a proposé un Safe Joint Mechanism (SJM) basé sur un mécanisme à manivelle, voir la Figure IV-2 (c), qui présente une rigidité élevée jusqu'à ce que le couple externe atteigne une valeur prédéfinie. Ensuite, la valeur de la rigidité chute pour contenir le couple dans la région dite sûre. Le SJM agit comme un ressort non linéaire constant, c'est-à-dire qu'il répond à une force externe selon une courbe unique et ne supporte pas la variation de charge contrairement au BAVS ou au VS-Joint ou autre VSA.

D'un point de vue dynamique, le comportement élastique du SJM est fortement recommandé, idéalement il agit comme une structure rigide sans dépasser un seuil spécifique de sécurité en termes de force. À l'opposé, les caractéristiques de la Figure IV-2 (a-b) font ressortir la nécessité d'une commande robuste capable de compenser les forces externes dans les modes de fonctionnement statique (exp. compensation de gravité) et dynamique (exp. suivie de trajet). En pratique, comme on peut le constater dans [28], une rigidité élevée en plus du frottement pourrait pousser le mécanisme à une valeur de force supérieure à son seuil prédéfini.

En cherchant une réponse dynamique sûre, nous avons développé le V2SOM [61] dont :

- La pente de rigidité, à déflexion nulle, est lissée par rapport à SJM via un mécanisme à came, voir Figure IV-2 (c-d).
- Dans le cas d'un choc, la rigidité chute rapidement pour maintenir, théoriquement, un seuil en couple constant comme on a représenté sur la Figure IV-2 (c-d).
- Le seuil de couple est réglable en fonction de la variation de charge. La caractéristique de couple de base τ_{V2SOM} en fonction de la déflexion θ du V2SOM simplifiée est donnée par :

$$\tau_{V2SOM}(\theta) = T_{max}(1 - e^{-c|\theta|})\text{sign}(\theta) \quad \text{Équation IV-1}$$

Avec c et T_{max} sont des paramètres réglables.

Pour un V2SOM donné, les paramètres c et T_{max} sont deux variables couplées, comme on a montré dans le chapitre précédent. La valeur de c et la rigidité de déflexion au voisinage de zéro ont le même comportement, c.à.d. quand la valeur de c est élevée la rigidité au voisinage de zéro est aussi élevée. Nous considérons qu'une valeur de couple prédéfinie T_1 est un niveau au-dessus duquel une collision a eu lieu et V2SOM est considéré en état déclenché comme indiqué sur la Figure IV-4. Sous le niveau T_1 , V2SOM fonctionne en mode de fonctionnement normal, c.à.d. qu'aucune collision n'a eu lieu.

3. Critères de sécurité du modèle de collision Robot humain

3.1. Problématique de la sécurité

Comme les régions du corps humain diffèrent en termes de propriétés mécaniques, plusieurs critères d'évaluation des dégâts ont été proposés. Par exemple, la viscoélasticité de l'abdomen permet une absorption intrinsèque des chocs et facilite sa détection contrairement au crâne humain défini rigide. En outre, dans le cas du crâne humain, une collision HR pourrait induire des commotions cérébrales graves sans induire des dégâts externes critiques en termes de critères de force ou de laceration.

Nous citons ci-dessous les critères de sécurité les plus couramment utilisés par la communauté des roboticiens :

- HIC : ce critère quantifie les fortes accélérations de la commotion cérébrale pendant des chocs brusques, même pour le cas d'une courte durée. HIC_{15} [56] moins de 15 ms, pouvant causer des problèmes de santé graves et irréversibles.
- ImpF (également connu sous le nom de force de contact) : ce critère est très intéressant car il peut être appliqué sur toutes les régions du corps. Il représente la force résultante d'une déformation maximale sur une surface de contact normalisée [49].
- Critère de Compression (CC) : ce critère reflète l'effet néfaste de la collision HR au moyen de la profondeur et de la vitesse de déformation. Il est adopté principalement pour la région de la poitrine viscoélastique pour protéger les organes internes contre les dommages de fissuration des os.

Dans [33], [34], Haddadin montre que la quantification des chocs contondants peut être mise en termes de force d'impact et d'accélération de la tête du point de vue du corps humain. Elle peut être traduite par la suite en termes de vitesse du robot et des propriétés liées à la distribution de la masse. Dans ce chapitre, AIS, qui représente l'évaluation médicale de la blessure potentielle, est considéré. Cette dernière permet de cartographier plusieurs critères à une échelle Unique [48] comme le montre le Tableau IV-1 Pour avoir des robots sûrs vis-à-vis d'un sujet humain, le niveau 1 sur l'échelle AIS est choisi comme limite garantissant des seuils de sécurité sûrs et ergonomiquement acceptables de pHRI. On remarque que le critère HIC n'est valable que dans le cas de scénarios de collision de tête non bloquée. À l'opposé de la tête bloquée qui est un scénario dangereux, comme indiqué dans [34]. Ainsi, nous encourageons de concevoir l'espace de travail collaboratif, comme le recommande la norme ISO / TS15066, de manière à ce que la liberté du mouvement de la tête ne soit pas compromise en tant que première étape garantissant un environnement sûr pour la collaboration HR.

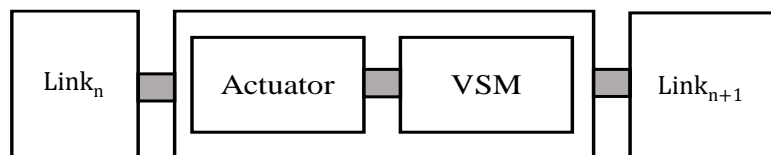


Figure IV-1 : VSA comme étant un système d'actionnement couplé à un VSM.

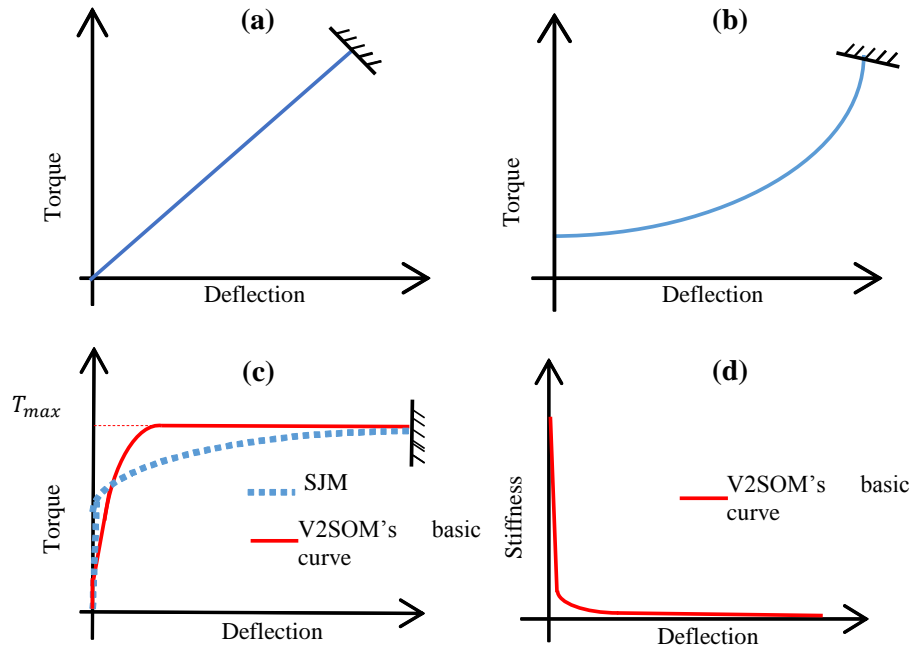


Figure IV-2 : Profils de couple et de rigidité des VSM les plus courants.

Le Tableau IV-1 résume les seuils de sécurité critiques cités dans les notes ISO / TS15066 (ISO TC 184/SC2/WG3 2012) et [48]. Ces données montrent que la tête est la région la plus critique du corps humain en termes d'ImpF. Par conséquent, le CC est supérieur pour la tête par rapport à la deuxième région la plus critique, c'est-à-dire la région de l'abdomen. Plus ce dernier facteur est bas, plus la capacité d'absorption des chocs est élevée. À l'image de cette conclusion, nous nous focalisons dans ce travail sur la région de la tête en tant que région du corps la plus critique pour établir des mesures de sécurité.

Tableau IV-1 : Les seuils des critères de sécurité des régions les plus sensibles du corps humain d'après IS/TS15066 [49] et [48].

Régions du corps		ImpF [N] (for AIS≤1)	CC [N/mm]	HIC _{36ms} (AIS=0)
Tête/cou	Visage	90	75	150
	Cou/côtés	190	50	
Tronc	Abdomen	160	10	

3.2. Modèle de collision du bras de robot contre une tête artificielle

Des études antérieures de modélisation de la collision entre un bras de robot et une tête artificielle [36], [57] ont abouti au modèle présenté sur la Figure IV-3. Les paramètres du modèle sont donnés dans (Hyun et al. 2010) comme suit :

- M_{head} : masse de la tête artificielle 5.09 kg.
- d_N, k_N : paramètres viscoélastiques du cou 12 N/m et 3300 N/m, respectivement.
- d_c, k_c : paramètres viscoélastiques de la surface de contact $d_c = 10$ N.s/m et k_c variable.

- θ_1, θ_2 et x : angle du rotor, angle du bras et position de la tête, respectivement.
- K : rigidité donnée par $K = \left| \frac{d\tau_{VSM}}{d(\theta_2 - \theta_1)} \right|$, où τ_{VSM} est le couple appliqué sur le VSM en fonction de l'angle de déflexion ($\theta_2 - \theta_1$).
- $\tau_{rotor}, \dot{\theta}_1$: couple du rotor et vitesse angulaire à $t = 0$ (en cas de collision).
- l, I_{arm} : distance entre le point de contact et le centre de l'articulation, et l'inertie du bras du robot.
- I_{rotor} : inertie du rotor.

On appelle $[I_{arm}, I_{rotor}, K, k_c, \tau_{rotor}, \dot{\theta}_1]^T$ "vecteur de conception" dont l'impact de chaque élément sera discuté ci-après. Les paramètres viscoélastiques de la surface de contact représentent la combinaison de la peau de la tête et du revêtement. Des études sur l'impact du revêtement en mousse sur la sécurité sont présentées dans (López-Martínez et al. 2013; Hyun et al. 2010; Park et al. 2011), où différents types de matériaux donnant une rigidité linéaire ou non linéaire sont étudiés. Le principal avantage de cette solution est de réduire le risque de lacération en cas de choc contondant. L'encombrement et la dissipation de la chaleur constituent les principaux inconvénients de la solution de recouvrement. Dans ce travail, la couverture en mousse est considérée comme une caractéristique de conception complémentaire où sa rigidité équivalente est linéaire.

Le modèle de collision conduit aux équations dynamiques suivantes :

$$\begin{aligned}
 M_{head}\ddot{x} &= -k_c(x - l\theta_2) - d_c(\dot{x} - l\dot{\theta}_2) - k_N x - d_N \dot{x} \\
 I_{rotor}\ddot{\theta}_1 &= \tau_{rotor} - \tau_{VSM} \\
 I_{arm}\ddot{\theta}_2 &= -k_c l(x - l\theta_2) - d_c l(\dot{x} - l\dot{\theta}_2) + \tau_{VSM}
 \end{aligned}$$

Équation IV-2

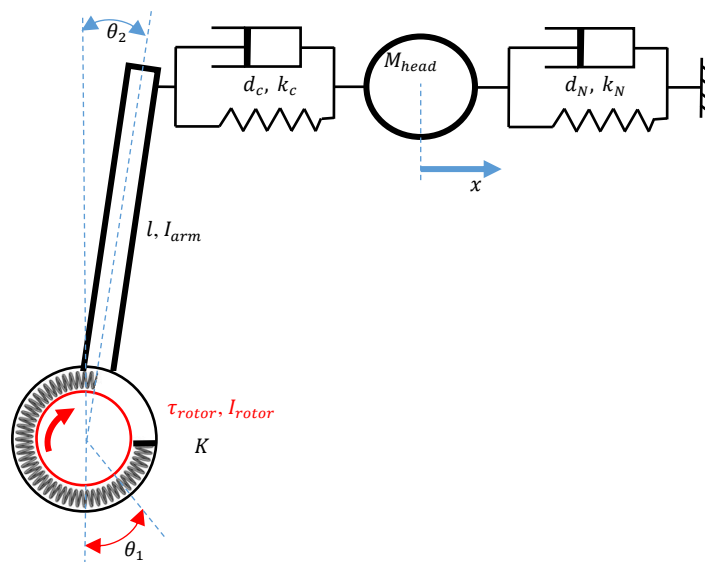


Figure IV-3 : Modèle de collision de la tête artificielle contre le bras de robot.

3.3. Évaluation des critères de sécurité

Un modèle Matlab / Simulink est construit dans le but d'effectuer des simulations du modèle de collision et évaluer les critères de sécurité choisis. Le facteur ImpF maximal est déterminé comme la valeur

maximale du profil de force d'impact. En revanche, HIC est défini comme un problème d'optimisation, mathématiquement exprimé comme suit:

$$\text{HIC}_T = \max_{t_1, t_2} \left[\left(\frac{1}{(t_2 - t_1)} \int_{t_1}^{t_2} \ddot{x}(t) dt \right)^{2.5} (t_2 - t_1) \right]$$

Sujet à : $t_2 - t_1 \leq T$

Équation IV-3

Avec $\ddot{x}(t)$ correspond à la valeur d'accélération de tête à l'instant t et T la période. Deux valeurs normalisées du HIC peuvent être trouvées dans la littérature, celle de 36ms [56] et sa version récente de 15ms [56].

Selon [56], le critère HIC_{15} est plus pertinent pour l'évaluation de la commotion cérébrale. Comme la détermination de la valeur HIC implique la résolution d'un problème d'optimisation, une formule analytique basée sur la formulation masse-ressort-masse a été introduite dans [56]. Ce dernier considère l'élasticité comme une caractéristique linéaire qui n'est pas adapté à la caractéristique V2SOM. Afin d'évaluer l'impact des paramètres du robot-tête-revêtement en considérant la non-linéarité de la rigidité V2SOM, le problème d'optimisation HIC a été résolu numériquement.

4. Comparaison entre la caractéristique V2SOM et la rigidité constante

Afin de mettre en évidence l'impact de la caractéristique de la rigidité du V2SOM sur la sécurité, nous la comparons à une caractéristique de rigidité constante nommée CS à comportement statiquement équivalent. On désigne par comportement statique équivalent que les deux VSM basés sur le V2SOM et le CS présentent la même déviation à la valeur du couple T_1 , comme indiqué sur la Figure IV-4. Dans ce qui suit, la valeur du couple T_1 est définie comme 80% de T_{max} , c'est une valeur arbitraire proche du seuil de sécurité. Cette valeur représente la transition entre le mode de fonctionnement normal et le mode de fonctionnement en collision.

La détermination de l'effet de chaque paramètre de l'Équation IV-2 sur les critères de sécurité se résume à la résolution d'un ensemble d'équations non linéaires. En raison de la non-linéarité de l'Équation IV-2 et de l'Équation IV-3, nous avons procédé numériquement en implémentant ce système dans un modèle Matlab/Simulink.

Afin d'explorer l'effet de chaque paramètre, le problème est traité en trois cas distincts :

- Cas 1 : Effet des variables du côté rotor I_{rotor} et τ_{rotor} .
- Cas 2 : Effet de la rigidité du revêtement.
- Cas 3 : Effet des variables intrinsèques contrôlables du VSM : $(\dot{\theta}_1, c)$.

4.1. Effet des variables du côté rotor

4.1.1. Effet de I_{rotor}

Les inerties élevées ainsi que les vitesses élevées des robots en série constituent la principale source de danger dans les collisions Homme/Robot (HR) [33]. On note qu'en réduisant la vitesse, l'impact pourrait être absorbé en toute sécurité. Dans le cas contraire, la réalisation de robots sûrs se traduit par la réduction de l'inertie apparente [62] par le principe du découplage d'inertie. Cette condition est atteinte en intégrant des composants passivement flexibles, tels que des ressorts, en série entre la sortie d'actionnement et la partie actionnée. Ici, la capacité de découplage est étudiée avec les deux critères HIC et ImpF.

Les courbes des deux critères de sécurité, correspondant à V2SOM et CS, sont représentées sur la Figure IV-5 (a-b). Ces courbes montrent que l'augmentation de l'inertie affecte légèrement les réponses du V2SOM. À l'inverse, la réponse CS affecte fortement les deux critères de sécurité. Cela signifie que la capacité de découplage de l'inertie du V2SOM est meilleure que celle du CS. Ainsi, la Figure IV-5 (c) montre qu'une réduction allant jusqu'à + 80% en termes de HIC est obtenue avec V2SOM par rapport à CS. Le même effet est noté sur la Figure IV-5 (d) avec un rapport qui va de 10% à 47% sur le critère ImpF.

4.1.2. Effet τ_{rotor}

Pour observer l'effet du dépassement en termes de τ_{rotor} sur les critères de sécurité en cas de choc brusque, sa valeur est progressivement augmentée jusqu'à $2T_{max}$. On note que le comportement élastique intrinsèque du V2SOM en mode statique satisfait la limitation en couple au seuil T_{max} dans les conditions normales de travail. La Figure IV-6 (a-b) montre que la caractéristique V2SOM est plus apte à atténuer l'effet d'une valeur du couple du rotor élevée, par rapport à la caractéristique CS dans le scénario de collision. Les courbes des rapports, Figure IV-6 (c-d), démontrent que la caractéristique V2SOM est appropriée pour bien gérer un couple accidentel élevé, en particulier en termes de HIC, d'où la réduction de 80% de l'effet d'endommagement par accélération. Au niveau du critère ImpF, un gain modéré de 16% jusqu'à 50% est enregistré et évolue dans le sens de la valeur τ_{rotor} . L'effet de ce critère, tel qu'il est défini par rapport à une surface de contact donnée, peut être amélioré vers une meilleure ergonomie en passant par la conception de surface de contact adaptée telle qu'étudiée dans [35], [36].

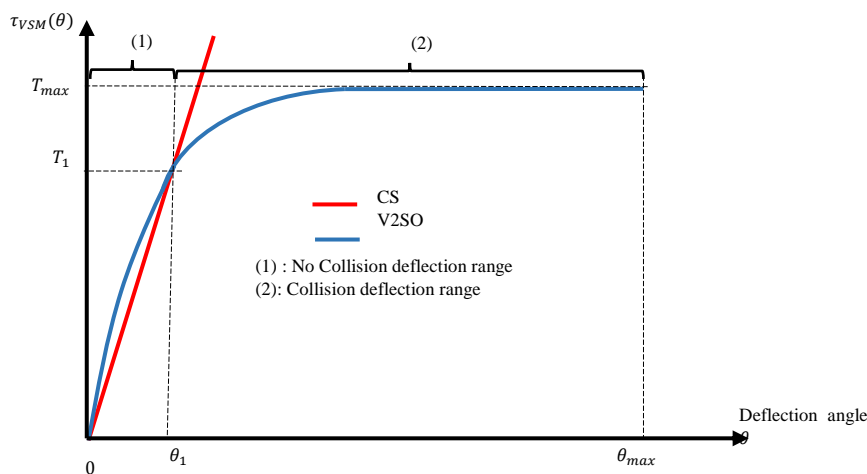


Figure IV-4 : Profils de rigidité V2SO et CS statiquement équivalents.

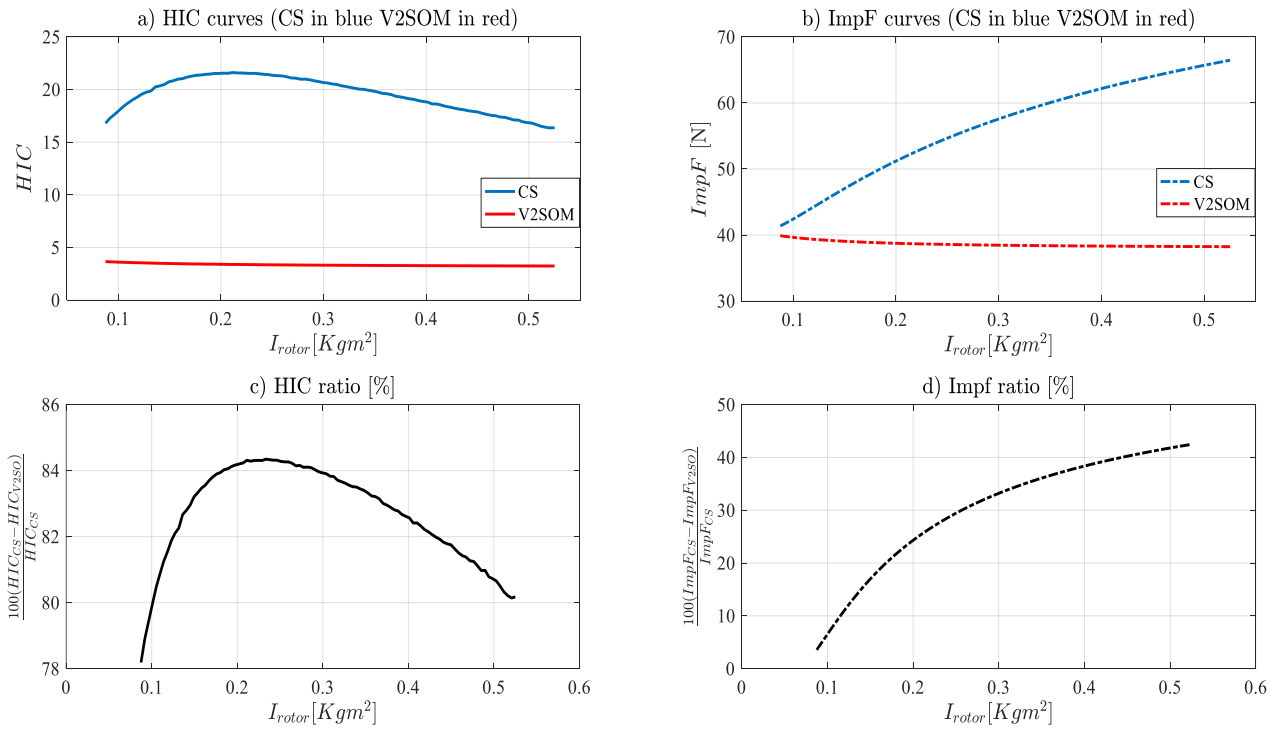


Figure IV-5 : Effet du rotor sur les critères de sécurité pour les caractéristiques V2SO et CS - $(\tau_{rotor}, T_{max}, T_1) = (10, 15, 12)[Nm]$; $c = 37$; $\theta_1 = \pi$ [rad. s^{-1}]; $k_c = 1500N/m$.

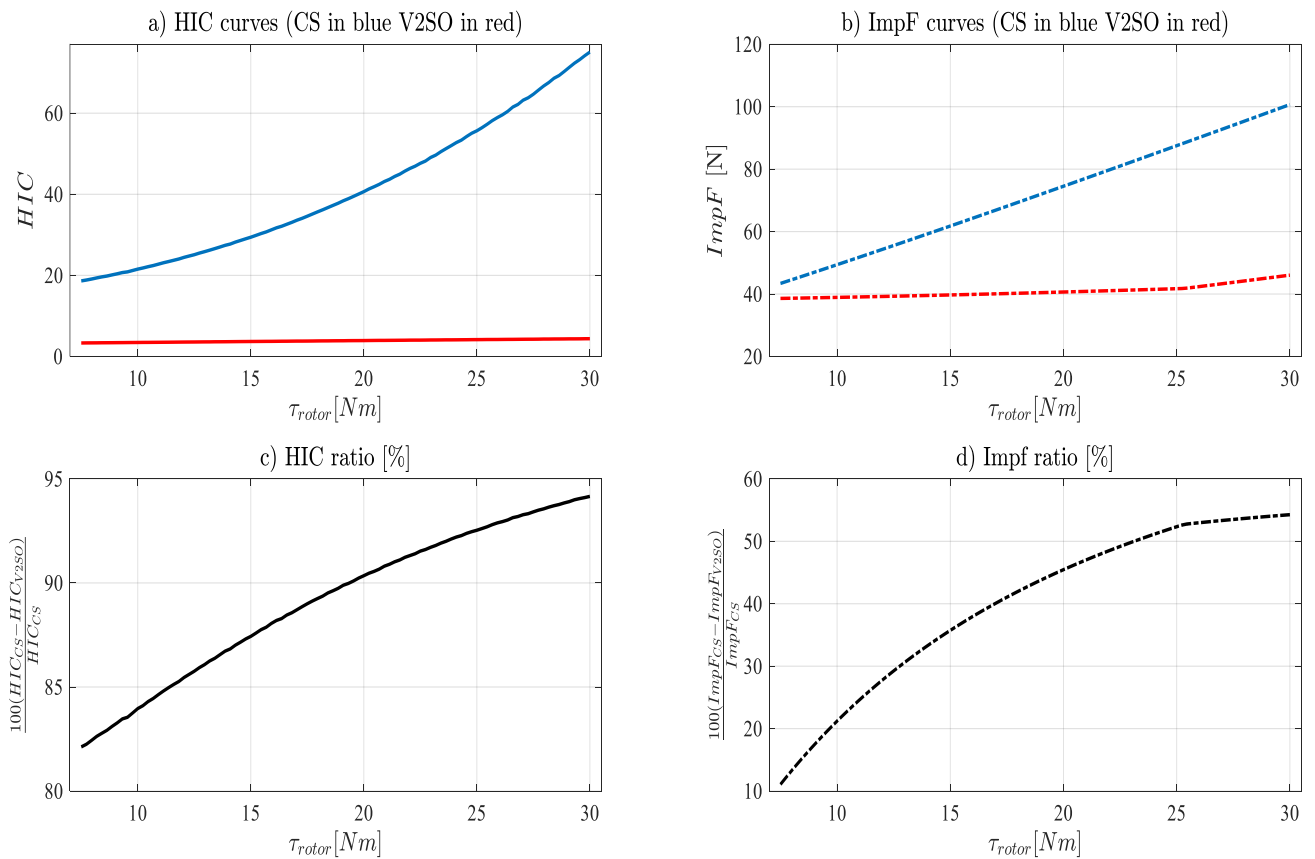


Figure IV-6 : Effet τ_{rotor} sur les critères de sécurité pour les caractéristiques V2SO et CS- $I_{rotor} = 0.175[Kg. m^2]$; $(\tau_{rotor}, T_{max}, T_1) = (7.5 \rightarrow 30, 15, 12)$ [Nm]; $c = 37$; $\theta_1 = \pi$ [rad. s^{-1}].

4.2. Efficacité de la rigidité du revêtement

L'idée derrière l'utilisation d'un revêtement en mousse, comme moyen de sécurité complémentaire, est de permettre au V2SOM de se déclencher en toute sécurité, c.à.d. que la faible rigidité du revêtement prend le relais lorsque la rigidité du V2SOM est élevée. Dans ce qui suit, l'efficacité du revêtement en plus de l'utilisation du V2SOM est étudiée afin de déterminer la raideur minimale du revêtement. La rigidité équivalente, k_c , dans l'Équation IV-2 représente du revêtement artificiel, k_{cover} , monté en série avec la rigidité de la tête humaine, k_{body} . Elle définie comme suit :

$$\frac{1}{k_c} = \frac{1}{k_{body}} + \frac{1}{k_{revêtement}} \quad \text{Équation IV-4}$$

La Figure IV-7 (a) montre que pour la même raideur, le HIC prend des valeurs plus élevées lorsque l'on utilise CS par rapport à V2SO. Sur la Figure IV-7 (c), le rapport HIC atteint plus de 75% lorsque $k_c < 3000\text{N/m}$. La même conclusion peut être tirée en termes de critère ImpF comme le montre la Figure IV-7 (b-d), mais avec un rapport modéré inférieur à 30% lorsque $k_c < 3000\text{N/m}$. Aucun gain significatif n'est constaté en cas de rigidité équivalente k_c plus élevée.

Pour $k_c \geq 3000\text{N/m}$, la différence entre V2SO et CS en termes d'ImpF devient quasi-inexistante, du fait que la force d'impact prend sa valeur maximale rapidement après la collision vu la valeur élevée de k_c . Normalement la valeur de k_c est limitée par la compliance intrinsèque de la peau de la tête humaine ainsi que par son épaisseur.

Compte tenu de ces points, l'ajout de la même couverture aux caractéristiques V2SO et CS n'est avantageux que lorsque $k_c < 3000\text{N/m}$ pour les deux critères de sécurité, en particulier pour V2SO. Dans ce cas, les commotions cérébrales potentielles sont fortement réduites lorsque V2SOM est utilisé comme HIC chute de plus de 75% par rapport à CS. L'effet de sécurité ImpF peut être amélioré comme déjà mentionné avec une surface de contact bien conçue.

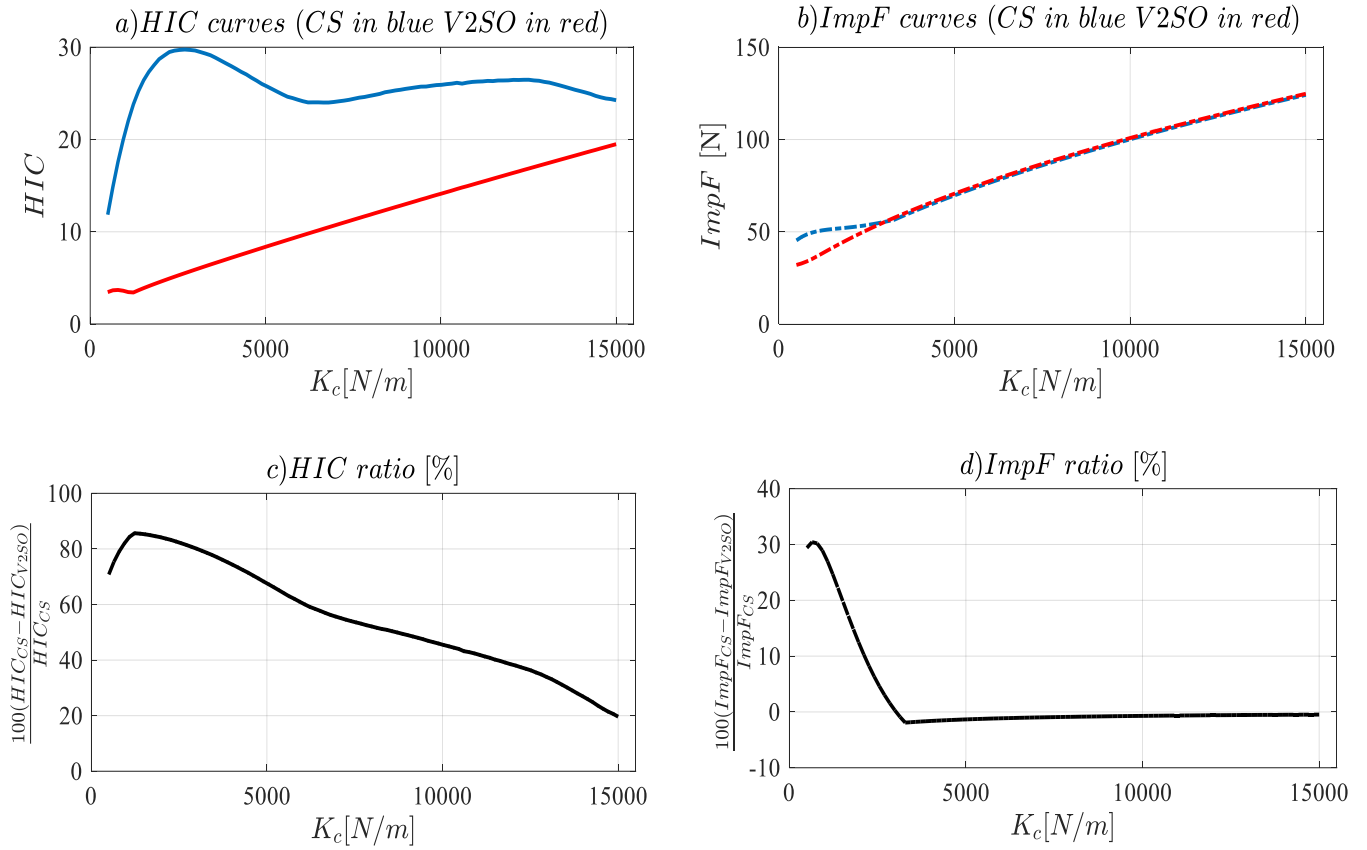


Figure IV-7 : Impact de la rigidité de la couverture k_c sur les critères de sécurité pour les caractéristiques V2SO et CS

$$-I_{rotor} = 0,175 \text{ [Kg. m}^2\text{]}; (\tau_{rotor}, T_{max}, T_1) = (10, 15, 12) \text{ [Nm]}; c = 46; \dot{\theta}_1 = \pi \text{ [rad. s}^{-1}\text{]}.$$

4.3. Effet combiné de $(\dot{\theta}_1, c)$

La vitesse angulaire $\dot{\theta}_1$ et le paramètre c sont les seules variables contrôlables du modèle de collision de la Figure IV-3. Afin de simplifier le problème, T_{max} est considéré comme constant et seul l'effet des variables $(\dot{\theta}_1, c)$ est étudié. La Figure IV-8 (a-b) montre qu'une augmentation de c ou $\dot{\theta}_1$ induit une augmentation des deux critères de sécurité pour les deux caractéristiques V2SO et CS. La Figure IV-8 (c-d) montre que la caractéristique V2SO permet un rapport élevé des deux critères de sécurité, plus de 75% pour HIC et au moins 20% pour ImpF. Ces résultats montrent que V2SO permet un meilleur compromis entre les performances du robot et les critères de sécurité en cas de brusque collision HR, voir Figure IV-8, en plus de la faible déflexion élastique dans les routines opérationnelles normales.

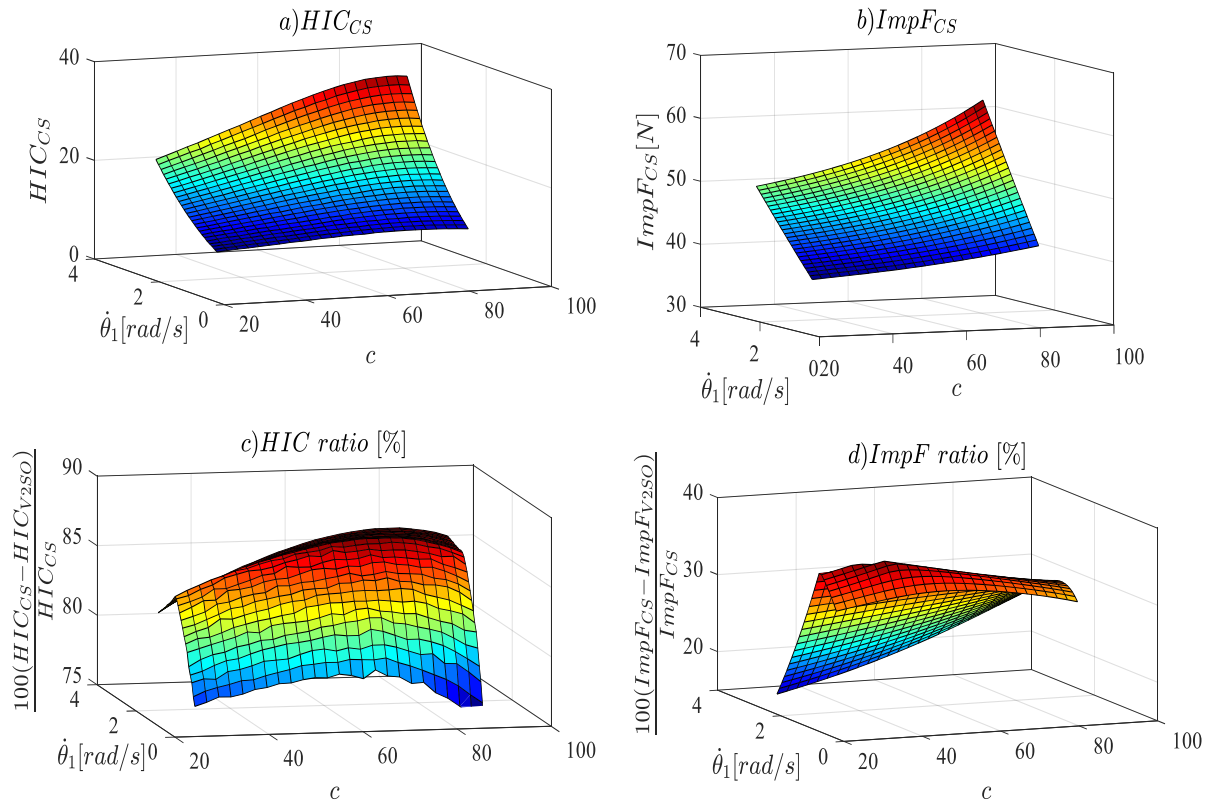


Figure IV-8 : Effet combiné de $(\dot{\theta}_1, c)$ sur les critères de sécurité pour les caractéristiques V2SO et CS - $I_{rotor} = 0,175$ [Kg. m²]; $(\tau_{rotor}, T_{max}, T_1) = (10, 15, 12)$ [Nm]; $c = 31 \rightarrow 92$; $\dot{\theta}_1 = 0.5\pi \rightarrow 1.1\pi$ [rad. s⁻¹]

4.4. Résumé des résultats de la simulation

Dans cette section, une comparaison entre les caractéristiques CS et V2SO, statiquement équivalentes, est présentée à partir de trois perspectives complémentaires :

- Côté rotor : la caractéristique V2SO est très efficace sur une large plage d'inertie rotor, voir Figure IV-5 et Figure IV-6. Nous considérons cette caractéristique comme étant la capacité de découplage inertiel de l'inertie du segment par rapport à l'inertie lourde du côté rotor.
- Côté revêtement : qui est un élément complémentaire important de la sécurité HR, comme démontré ci-dessus, où son efficacité diminue en dépassant un certain seuil de rigidité, comme le montre la Figure IV-7.
- Côté VSM : pour différentes valeurs des paramètres réglables du VSM, plus de 75% de la valeur HIC du CS et environ 25% sur ImpF sont réduites en utilisant V2SO, pour les simulations considérées de la Figure IV-8.

5. Comment V2SOM peut-il être actionné en toute sécurité ?

Jusqu'à présent, nous avons prouvé que V2SOM améliore bien la sécurité vis-à-vis les chocs brusques par rapport à CS. Cependant, l'impact des paramètres de V2SOM n'a pas encore été étudié pour garantir une collision potentielle Homme/Robot sûre. Avant de poursuivre, rappelons d'abord quelques points :

- Un V2SOM a une énergie élastique emmagasinée limitée qui est la même pour différents réglages du paramètre c .

- La configuration du paramètre c dépend de l'inertie du bras I_{arm} et de sa dynamique.
- V2SOM présente une petite déformation élastique dans des conditions de travail normales donc nous pouvons considérer que : $\dot{\theta}_1 \approx \dot{\theta}_{arm}$.

D'un point de vue énergétique, satisfaire les critères de sécurité revient à trouver l'énergie cinétique maximale du bras du robot qui peut être manipulée en toute sécurité avec un réglage donné de V2SOM. En termes simples, trouver la vitesse angulaire maximale $\dot{\theta}_{arm}$ à ne pas dépasser pour une inertie donnée I_{arm} . Ce problème peut être formulé selon le schéma d'optimisation suivant en tenant compte des seuils de sécurité du Tableau IV-1:

$$\begin{aligned} & \text{Maximiser } \dot{\theta}_{arm} = \text{Pour un } (I_{arm}, c) \text{ donné} \\ & \text{sujet à } \begin{cases} HIC < Max_{HIC} = 150 \\ ImpF < Max_{ImpF} = 90N \\ E_{elastic} < Max_{E_{elastic}} \end{cases} \end{aligned} \quad \text{Équation IV-5}$$

Où $E_{elastic}$ l'énergie élastique stockée et $Max_{E_{elastic}}$ sa valeur maximale pour un V2SOM donné. Les paramètres restants du vecteur de conception sont étudiés dans les cas d'études suivantes. Les valeurs de contraintes dans Équation IV-5 sont extraites de [48] comme illustré dans le Tableau IV-1.

5.1. Hypothèses

Dans la littérature, nous trouvons plusieurs stratégies de commande pour la détection et la réaction vis-à-vis d'une collision potentielle, à citer (Jianbin et al. 2009; Mansfeld & Haddadin 2014; Li et al. 2017), qui pourraient être utilisées pour éviter d'atteindre la fin de course de la déflexion élastique du V2SOM. Par exemple, Mansfeld dans [63] a mis en œuvre une stratégie de commande optimale pour arrêter le robot dès qu'une collision est détectée sans que la fin de course élastique du VSM utilisé ne soit atteinte. Pour cette raison-là, deux scénarios sont considérés :

- La stratégie de commande ne réagissant pas pour empêcher V2SOM d'atteindre sa fin de course élastique, qui est désignée dans la suite par NCDR (No Reaction Detection Collision).
- La stratégie de commande détecte la collision et empêche d'atteindre la fin de course élastique du VSM, qui est appelée dans la suite par WCDR (With Reaction Detection Collision).

À cet égard, la réaction de commande est présentée comme un aspect complémentaire facultatif pour améliorer le compromis entre : les vitesses angulaires du robot par rapport aux seuils de sécurité.

5.2. Méthode de résolution

L'évaluation des critères de sécurité nécessite de lancer des simulations avec un ensemble de données, puis de trouver la valeur du HIC correspondante comme un problème d'optimisation. Dans cette manière, la maximisation de I_{arm} est obtenue via une méthode de dichotomie simple pour chaque ensemble de données.

A titre d'exemple, un V2SOM avec 2.34 [J] énergie élastique stockable est considéré :

$$Max_{E_{elastic}} = \int_0^{\theta_{max}} \tau_{V2SOM}(\theta) d\theta = 2.34 [J] \quad \text{Équation IV-6}$$

Où T_{max} de l'Équation IV-1 est mis à $T_{max,1} = 8.88Nm$ avec une déviation élastique maximale de $\theta_{max,1} = 18[^\circ]$. Les deux autres paramètres qui définissent le premier réglage, représenté sur la Figure IV-4, sont $T_{1,1} = 0.8 \cdot T_{max,1}$ qui correspond à une déviation $\theta_{1,1} = 2[^\circ]$. En utilisant l'Équation IV-1 et les valeurs numériques de l'illustration, on peut trouver que $c_1 = 46.11$. La Figure IV-9 représente vingt paramètres V2SO donnés comme :

$$\begin{cases} T_{max,i} = \frac{40}{3} \left(\frac{0.3843 + i * 0.01575}{0.61578 - i * 0.01575} \right) \\ c_i = 69.1621 * \left(\frac{0.3843 + i * 0.01575}{0.61578 - i * 0.01575} \right) \end{cases}$$

Avec i un nombre entier compris entre 1 et 20.

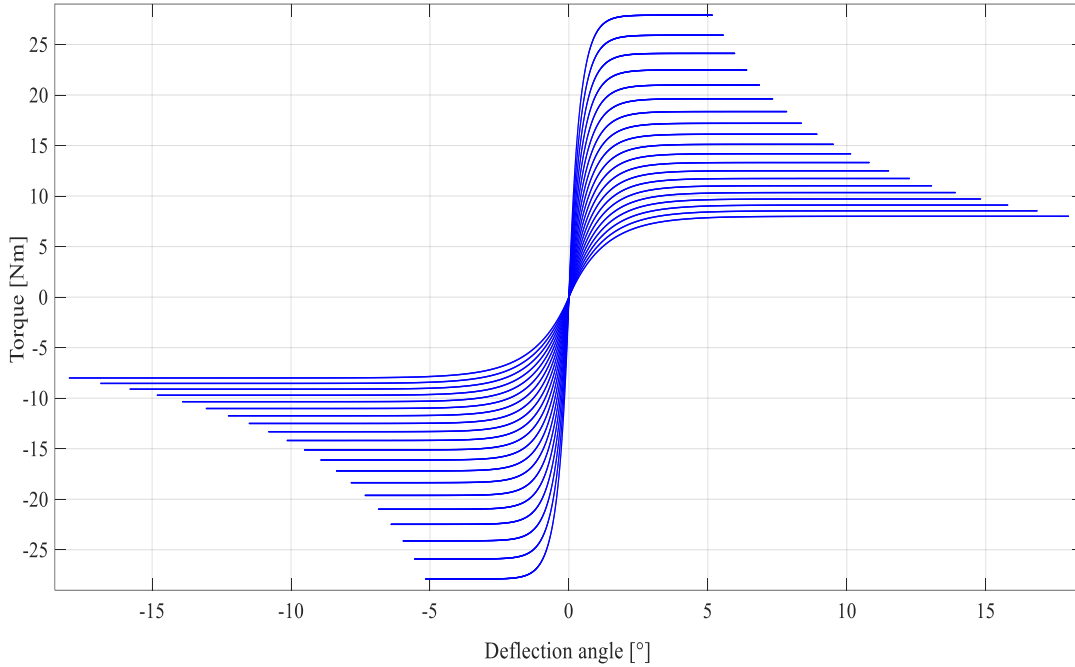


Figure IV-9 : Courbes de couple V2SOM pour vingt différents réglages.

5.3. Résultats de la simulation

Les simulations suivantes sont destinées à mettre en évidence :

- L'effet du reste des paramètres du vecteur de conception
- L'effet de l'emplacement de l'impact sur le problème d'optimisation de l'Équation IV-5.

5.3.1. Effet Inertie-Couple du rotor sur $\max(\dot{\theta}_{arm})$

Remarquons d'abord que, sur la Figure IV-10 (b-d), il y a une légère différence (3% en moyenne) qui correspond aux résultats de la section III, c'est-à-dire que lorsque la limite élastique n'est pas atteinte, V2SO présente un bon découplage inertiel. Alors que la Figure IV-10 (a-c) présente une différence significative lorsque l'inertie du côté rotor double sa valeur avec une différence de 18% en moyenne. Des comparaisons entre la Figure IV-10 (a-c) et la Figure IV-10 (b-d) montrent que la contrainte d'énergie réduit la vitesse angulaire maximale atteignable en toute sécurité. En comparant $\max(\dot{\theta}_{arm})$ entre les deux cas NCDR et WCDR de la Figure IV-10 (a-c), on trouve une réduction de 53% en moyenne de notre variable objective. Ainsi, dans le cas de WCDR, un gain élevé en termes de vitesse angulaire peut être atteint lorsque la variation de l'inertie du rotor n'affecte pas les mesures de sécurité. Au contraire, dans le scénario NCDR, l'inertie du rotor est un facteur crucial à prendre en compte lors de l'établissement d'un atlas des vitesses angulaires maximales atteignables en toute sécurité.

La même conclusion peut être tirée de la Figure IV-11, quand τ_{rotor} passe de $0.5T_{max}$ jusqu'à $0.8T_{max}$ (ces valeurs sont considérées à titre d'exemple uniquement) :

- Lorsque WCDR est considéré sur la Figure IV-11 (b-d), la valeur de $\frac{\tau_{rotor}}{T_{max}}$ n'a presque aucun effet sur le $max(\dot{\theta}_{arm})$ atteignable. À l'opposé, lorsqu'aucune action n'est prise, la Figure IV-11 (a-c), $max(\dot{\theta}_{arm})$ diminue lorsque $\frac{\tau_{rotor}}{T_{max}}$ passe de 0,5 à 0,8, en raison de la limitation physique de la déflexion élastique.
- La comparaison (a vs b) ou (c vs d) de la Figure IV-11 montre que si l'on considère NCDR, pour une valeur $\frac{\tau_{rotor}}{T_{max}}$ constante, on limite de plus la vitesse angulaire maximale.

5.3.2. L'effet de localisation de l'impact sur $max(\dot{\theta}_{arm})$

En général, la Figure IV-12 montre que lorsque l augmente, $max(\dot{\theta}_{arm})$ augmente pour les deux scénarios. Le scénario NCDR limite $max(\dot{\theta}_{arm})$ plus que le scénario WCDR, tel que présenté dans la Figure IV-12 (a-c) vs (b-d). Pour déclencher V2SOM, la force de contact doit être supérieure à $\frac{T_1}{l}$, ce qui signifie que plus l est faible, plus ImpF est élevé. Puisque V2SOM réduit considérablement la valeur de HIC (Section IV), dans le cas de WCDR, $max(\dot{\theta}_{arm})$ n'est contrainte que par ImpF.

La tendance que représente la Figure IV-12 ne signifie pas nécessairement qu'un l très faible implique que $max(\dot{\theta}_{arm})$ doit tendre vers zéro. Considérons un manipulateur planaire à 2 degrés de liberté (2-DoF) équipé de V2SOM₁ et V2SOM₂. Si une collision HR se produit sur le second segment proche de la deuxième articulation, comme V2SOM₂ ne va pas se déclencher, alors V2SOM₁ absorbera le choc. C'est pourquoi, dans la section suivante, une approche globale est développée pour s'attaquer à ce problème qui découle d'une perspective locale.

5.4. Résumé des résultats de la simulation

En général, les valeurs élevées de I_{arm} et c atténuent les vitesses angulaires maximales qui pouvant être atteintes en toute sécurité. Dans un scénario passif NCDR d'absorption des chocs, des vitesses inférieures à celles de WCDR doivent être respectées afin de garantir la sécurité de la collision. Dans le cas de WCDR, les variables côté rotor τ_{rotor} et I_{rotor} ont un faible effet sur $max(\dot{\theta}_{arm})$ que nous appelions déjà le découplage d'inertie et du couple, qui sont les principaux points forts du V2SOM.

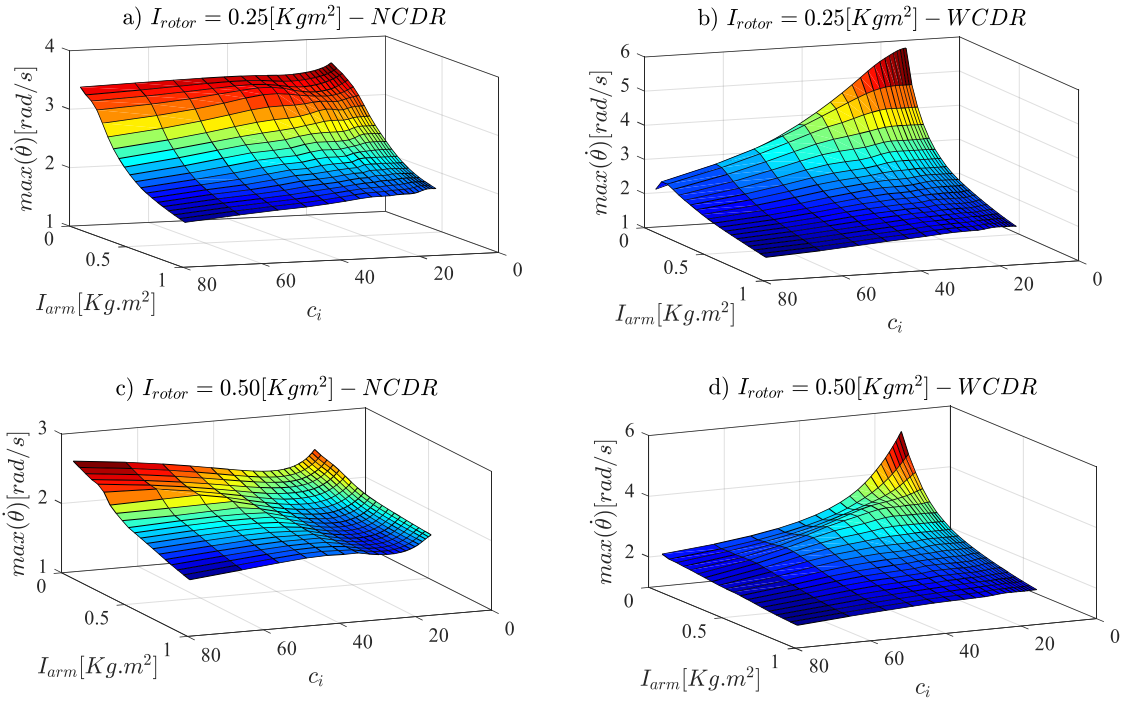


Figure IV-10 : Effet du I_{rotor} sur $max(\dot{\theta}_{arm})$ atteignable en toute sécurité dans les deux scénarios; No Collision Detection Reaction (NCDR) With Collision Detection Reaction (WCDR) et $\frac{\tau_{rotor}}{T_{max}} = 0.5$; $l = 0.6[m]$.

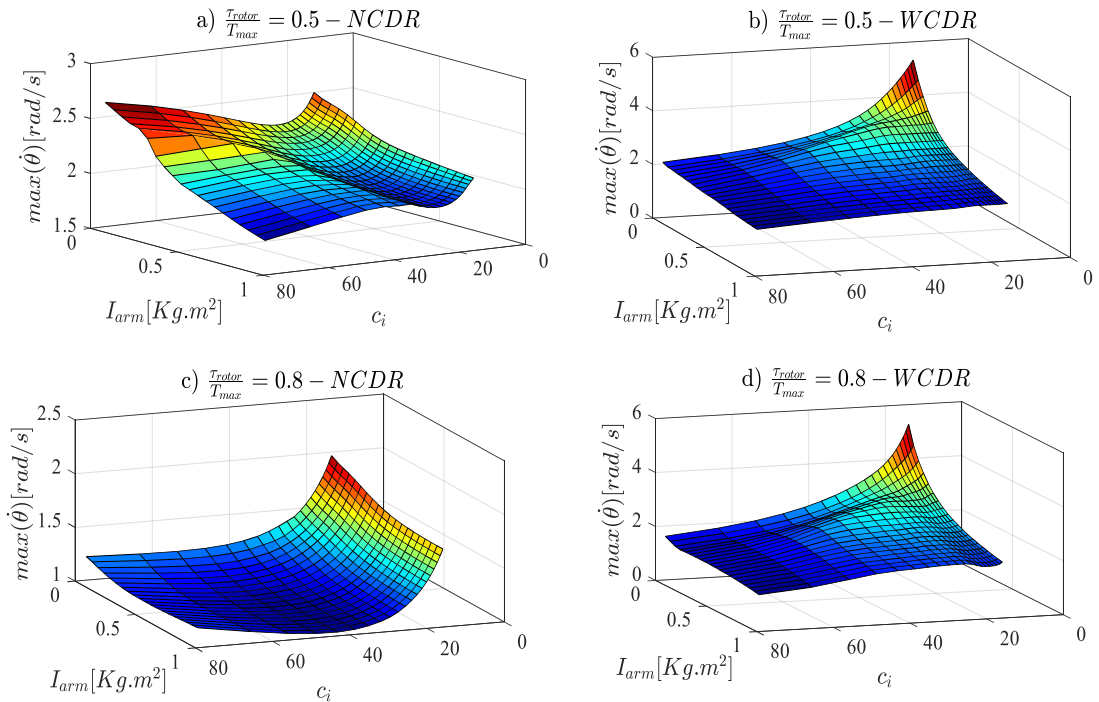


Figure IV-11 : Effet de $\frac{\tau_{rotor}}{T_{max}}$ sur le $max(\dot{\theta}_{arm})$ atteignable en toute sécurité dans les deux scénarios; No Collision Detection Reaction (NCDR) With Collision Detection Reaction (WCDR) - $I_{rotor} = 0.5 [Kg.m^2]$; $l = 0.6[m]$.

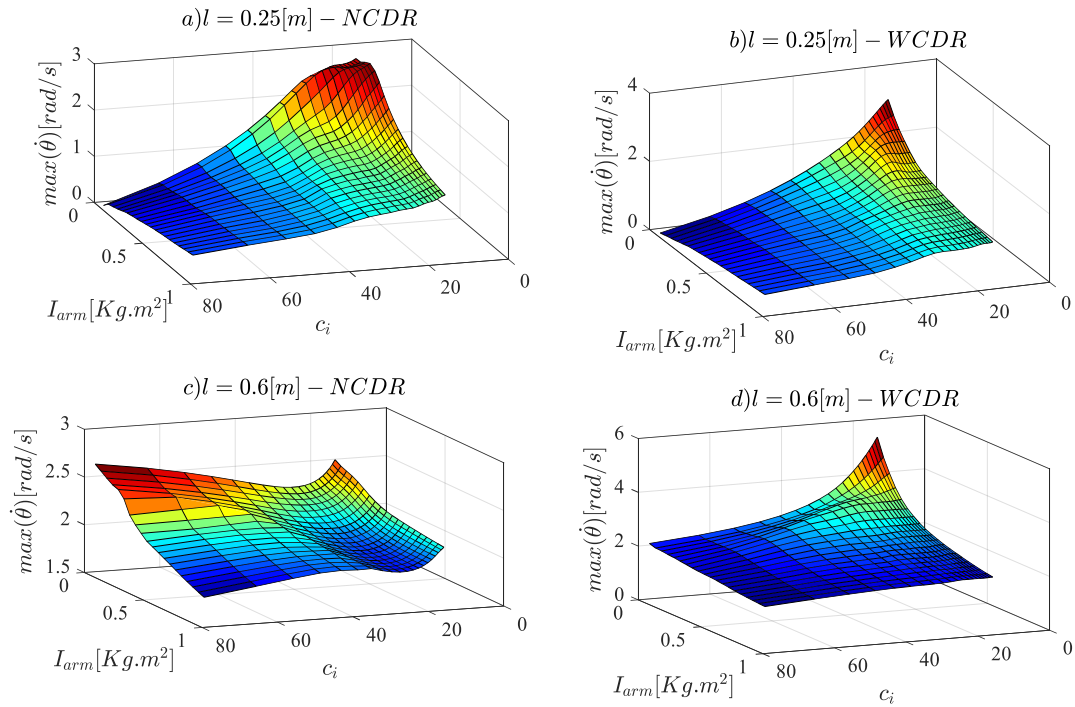


Figure IV-12 : Effet de l sur le $\max(\dot{\theta}_{arm})$ atteignable en toute sécurité dans les deux scénarios; No Collision Detection Reaction (NCDR) With Collision Detection Reaction (WCDR) - $I_{rotor} = 0.175 [Kg.m^2]$; $(\tau_{rotor}, T_{max}) = (10, 15)[Nm]$.

6. Considérations de sécurité pour les cobots à base de V2SOM

La section précédente montre que, dans le cas de WCDR, les paramètres côté rotor n'influencent pas la vitesse angulaire maximale qui peut être atteinte en toute sécurité. Au contraire, l'emplacement de l'impact joue un rôle crucial dans la détermination de sa valeur. Dans la suite, nous proposons une méthodologie de sécurité générique pour résoudre le problème d'emplacement d'impact pour un manipulateur série multi-DoF. Les contraintes qui en résultent, en plus des mesures de WCDR, sont censées être prises en compte lors de l'élaboration d'une stratégie de commande axée sur la sécurité pour les cobots à base de V2SOM.

Les hypothèses suivantes sont prises en compte dans l'établissement de cette méthodologie :

- Au moins un V2SOM est déclenché en réponse à la collision Homme/Robot, c'est-à-dire que le couple lui a exercé dépasse sa valeur actuelle T_1 . Ici, V2SOM d'une articulation donnée (i) noté $V2SOM_i$, réagit à la collision qui se produit à un endroit donné X sur le robot sériel, voir Figure IV-13 (a).
- La phase la plus critique de la collision HR dure moins de 50 ms, c'est-à-dire la durée pendant laquelle HIC est évaluée. Dans cette phase, la configuration du robot, à partir de l'articulation (i) jusqu'à l'effecteur terminal, varie peu est donc considérée constante en termes d'inertie dont l'énergie cinétique est absorbée par $V2SOM_i$.

La Figure IV-13 (a) illustre un manipulateur n-DoF en collision avec une tête humaine en un point X distant de O_i selon le vecteur $l_{O_i,X}$. Lorsqu'une collision se produit, elle déclenche $V2SOM_i$. Ce dernier est supposé s'attaquer à une inertie $I_{arm,i}$:

$$I_{arm,i} = {}^i\mathbf{z}_i^T \left(\sum_{k=i}^n {}^i\mathbf{I}_k \right) {}^i\mathbf{z}_i \quad \text{Équation IV-7}$$

Où

- ${}^i\mathbf{I}_k$ le tenseur d'inertie du segment (k) par rapport au repère (i).
- $I_{arm,i}$ représente l'inertie de la masse mobile des segments au-delà de l'articulation (i) projetée sur l'axe $({}^i\mathbf{O}_i, {}^i\mathbf{z}_i)$.

L'énergie cinétique d'un segment donné k exprimée dans la repère (0) est définie comme suit :

$$E_k = \frac{1}{2} \left(\boldsymbol{\omega}_k^T \mathbf{I}_k \boldsymbol{\omega}_k + m_k \mathbf{V}_{C_k}^T \mathbf{V}_{C_k} \right) \quad \text{Équation IV-8}$$

Avec $\boldsymbol{\omega}_k, \mathbf{V}_{C_k}$ sont la vitesse angulaire et la vitesse linéaire de C_k (centre de masse du segment k) par rapport au repère (0), respectivement. \mathbf{I}_k le tenseur d'inertie du segment (k) par rapport au repère (0). m_k est la masse du segment k .

Nous définissons E^i comme la somme des énergies cinétiques des segments au-delà de l'articulation (i), exprimées comme :

$$E^i = \sum_{k=i}^n E_k \quad \text{Équation IV-9}$$

Remarquez, dans le cas où V2SOM (i) est déclenché, que seulement une partie de l'énergie cinétique de la collision E^i sera absorbé, c'est-à-dire les composantes qui peuvent générer une rotation autour de l'axe $({}^i\mathbf{O}_i, {}^i\mathbf{z}_i)$. Nous allons nous y référer comme \underline{E}^i :

$$\underline{E}^i = \sum_{k=i}^n \underline{E}_k \quad \text{Équation IV-10}$$

$$\text{Avec, } \underline{E}_k = \frac{1}{2} \left((\boldsymbol{\omega}_k^T \mathbf{z}_i)^2 \mathbf{z}_i^T \mathbf{I}_k \mathbf{z}_i + m_k \left[\mathbf{V}_{C_k} \right]_{O_i}^2 \right) \text{ et } \left[\mathbf{V}_{C_k} \right]_{O_i} = \left(\frac{\mathbf{z}_i \times \mathbf{l}_{O_i, C_k}}{\| \mathbf{z}_i \times \mathbf{l}_{O_i, C_k} \|_2} \right)^T \cdot \mathbf{V}_{C_k}$$

Où $\| \cdot \|_2$ se réfère à la norme euclidienne.

D'un point de vue énergétique, \underline{E}^i équivaut à une énergie cinétique du segment solide d'inertie $I_{arm,i}$ tournant autour d'un axe fixe avec une vitesse angulaire $\dot{\theta}_{arm,i}$, comme illustré sur la Figure IV-13 (b) et défini comme suit :

$$\underline{E}^i = \frac{1}{2} I_{arm,i} \dot{\theta}_{arm,i}^2 \quad \text{Équation IV-11}$$

Selon la section précédente, sous l'hypothèse WCDR, la collision d'un segment ($I_{arm,i}, \dot{\theta}_{arm,i}$) contre la tête factice à l'emplacement l est sûre si et seulement si $\dot{\theta}_{arm,i}$ satisfait :

$$\dot{\theta}_{arm,i} \leq \max(\dot{\theta}_{arm,i}) \quad \text{Équation IV-12}$$

Où $\max(\dot{\theta}_{arm,i})$ est le résultat du problème d'optimisation défini dans l'Équation IV-5.

Comme indiqué dans la section précédente, l'emplacement d'impact l et $\dot{\theta}_{max,i}$ sont inversement corrélés, voir Figure IV-12. Ainsi, la valeur critique de l est plus faible. D'autre part, la valeur minimale de l sur laquelle V2SOM pourrait être déclenchée sans dépasser Max_{ImpF} doit satisfaire :

$$l_i \geq \frac{T_{\max,i}}{\text{Max}_{\text{ImpF}}} \quad \text{Équation IV-13}$$

En conséquence, la valeur critique de l_i doit être considérée dans la résolution du problème d'optimisation de l'Équation IV-5 est :

$$l_{cr,i} = \frac{T_{\max,i}}{\text{Max}_{\text{ImpF}}} \quad \text{Équation IV-14}$$

Ce qui garantit la sécurité sous l'hypothèse WCDR pour tout emplacement d'impact supérieur à $l_{cr,i}$.

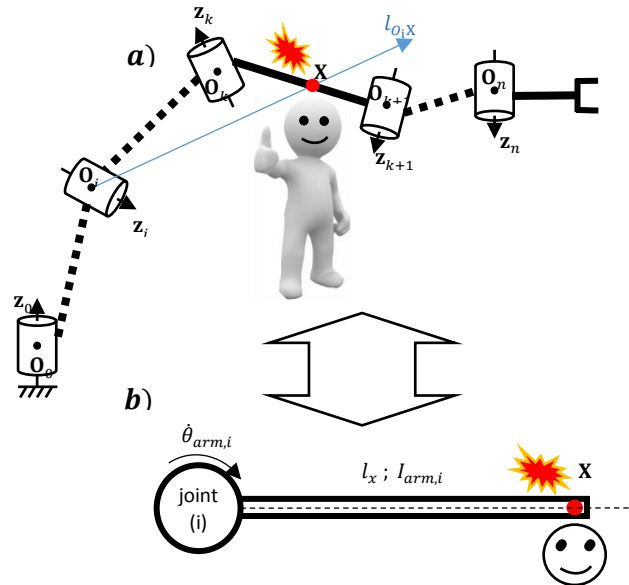


Figure IV-13 : a) Collision d'un manipulateur série n-DoF contre un mannequin matériel b) schéma équivalent de la collision.

En cas de valeurs d'impact plus faibles, les points suivants doivent être pris en compte lors de la conception du robot :

- Le problème d'optimisation, dans le scénario WCDR, est contraint par le critère Max_{ImpF} . Puisque V2SO atténue la valeur de HIC mieux que Max_{ImpF} , comme la Figure IV-5 (c-d) montre des rapports de réduction de plus que 70% sur HIC contre moins de 35% sur le critère de force sont atteintes.
- Selon ISO / TS15066, Max_{ImpF} est la force résultante d'une déformation critique sur une surface normalisée.

Considérant les deux points ci-dessus, l'emplacement d'impact pourrait être abordé avec :

- une conception qui offre une plus grande surface de contact
- une conception la surface de contact comme étudié dans [35] ou [36].

Pour rendre le mouvement du robot sûr sans affecter sa trajectoire, nous proposons de satisfaire la condition de l'Équation IV-12 pour l'ensemble des articulations du robot, comme cela sera décrit dans la suite.

Considérons le cas où l'articulation (i) ne satisfait pas à la condition de l'Équation IV-12, où $E_{initial}^i$ est l'énergie cinétique d'origine :

$$\underline{E}_{-initial}^i > \frac{1}{2} I_{arm,i} \max(\dot{\theta}_{arm,i})^2 \quad \text{Équation IV-15}$$

Pour préserver à la fois la trajectoire du robot et un mouvement sûr, toutes les vitesses angulaires des articulations du robot doivent être réduites d'un facteur α_i où :

$$\alpha_i = \sqrt{\frac{\frac{1}{2} I_{arm,i} \max(\dot{\theta}_{arm,i})^2}{\underline{E}_{-initial}^i}} \quad \text{Équation IV-16}$$

Ainsi, résultant de l'énergie cinétique modifiée $\underline{E}_{-final}^i = \alpha_i^2 \underline{E}_{-1}^i$ pour satisfaire l'Équation IV-12.

Cette modification doit être considérée pour chaque articulation, ce qui signifie que le rapport de réduction à prendre en compte lors de la génération de la trajectoire de référence est :

$$\alpha_f = \min(\alpha_i) \quad \text{Équation IV-17}$$

L'algorithme suivant est proposé pour résumer les points de la méthodologie visant à sécuriser pHRI.

1. **Pour Articulation $i = 0$ jusqu'à n**
2. **Evaluer \underline{E}^i** selon l'Équation IV-10
3. **Evaluer $I_{arm,i}$** selon l'Équation IV-7
4. **Trouver $\max(\dot{\theta}_{arm,i})$** solution de l'Équation IV-5 selon l'Équation IV-14
5. **Evaluer α_i** selon l'Équation IV-16
6. **Fin**
7. **Evaluer α_f** selon l'Équation IV-17
8. **Si $\alpha_f < 1$**
9. **Réduire toutes les vitesses angulaires par le facteur α_f**
10. **Fin si**

Cet algorithme devrait fonctionner en parallèle avec l'algorithme générant la trajectoire du robot. Comme la résolution du problème d'optimisation de l'Équation IV-5 prend beaucoup de temps (environ 9 min sur un processeur de 3,6 GHz pour chaque optimisation), elle doit être effectuée hors ligne et ses résultats stockés sous forme de table (avec deux entrées : c , I_{arm} et une sortie : $\dot{\theta}_{max}$).

7. Conclusion

Dans les conditions de travail normales, V2SOM présente une petite déflexion, qui est souhaitée pour faciliter la commande du robot. En cas de collision HR brusque, V2SOM passe rapidement et passivement d'un mode de rigidité élevé à un mode de faible rigidité pour absorber en toute sécurité le choc. Ce profil de raideur continu est derrière sa caractéristique de découplage d'inertie. En outre, la valeur HIC peut être atténuée de plus de 75% par rapport à un profil CS lors de l'utilisation du profil V2SO. Ce travail met également en lumière l'importance de la couverture en mousse comme un élément de sécurité complémentaire qui permet au V2SOM suffisamment de temps pour être déclenché. À la fin, une méthodologie qui garantit la sécurité de toute collision potentielle HR est présentée. Où la contribution de chaque articulation au mouvement du robot est parfaitement bien contrainte, sans changer la trajectoire désirée du robot. Notez que la sécurité est assurée pour toutes les régions du corps, vu que le travail vise la région du corps la plus critique celle de la tête.

Les directives générales relatives à V2SOM et, dans une certaine mesure, aux propriétés de couverture servent de base à la conception d'un robot sûr vis-à-vis de la collaboration avec l'homme selon le niveau

1 sur l'AIS. Dans les travaux futurs, les mesures de sécurité établies seront utilisées pour élaborer une stratégie de commande axée sur la sécurité qui répond aux hypothèses de la WCDR.

Conclusion et perspectives :

Dans cette thèse, nous avons conçu deux différentes solutions ; la première pour une implémentation à actionnement linéaire et la deuxième pour un actionnement rotatif. Ces deux solutions présentent de la nouveauté en matière de design et de méthodologie suivie pour l'atteinte d'un comportement mécanique sûr.

Dans la solution PCJ, nous sommes partis d'une analyse bibliographique de plusieurs critères de sécurité et des modèles d'actionnement biomimétique. Le résultat est un modèle de compliance biomimétique qui satisfait certaines mesures de sécurité exprimée sous forme d'impédance mécanique et de seuil de force. L'architecture du PCJ (mécanisme à six-barres) est intrinsèquement robuste et léger. Ceci fait du PCJ une solution bien adaptée aux applications médicales, en l'implémentant comme support de l'effecteur d'un robot de chirurgie ou d'échographie. Effectivement, la robustesse contre le frottement a été bien démontrée par le premier prototype qui suit pratiquement sa courbe caractéristique.

La caractéristique du couple en fonction de la déflexion du V2SOM présente une faible déflexion élastique lors du fonctionnement normal (hors collision). Ceci permet d'améliorer la précision lors de la manipulation et de faciliter la commande du robot. Ce mode est caractérisé par une rigidité élevée. Le maintien de ce mode ou le passage à une rigidité quasi-nulle peut prendre lieu sans avoir besoin de consommer d'énergie. De plus, pour configurer la compliance apparente du mécanisme un petit moteur électrique de faible puissance est suffisant. Ainsi, le V2SOM est tout à fait convenable pour des applications où l'efficacité énergétique est cruciale. Du point de vue de la sécurité, le comportement mécanique du V2SOM a deux caractéristiques principales :

- Dans le cas de collision quasi-statique, le V2SOM maintient un seuil de sécurité en termes de couple.
- Dans le cas de collision rapide, le V2SOM passe instantanément d'une rigidité élevée, qui permet une bonne précision lors de la manipulation, à une rigidité quasi-nulle afin d'absorber en toute sécurité l'énergie cinétique de la masse mobile. Cette transition continue découple l'inertie lourde de l'actionneur de l'inertie de la masse actionnée, d'où la réduction de l'énergie cinétique. Cette propriété est nommée découplage d'inertie.

En exploitant cette propriété on a développé des mesures de sécurité sous forme algorithmique, qui émanent des deux critères de sécurité : HIC et ImpF. Cet algorithme de sécurité doit être complété par une commande robuste qui satisfait l'hypothèse WCDR.

Dans des travaux futurs, le robot SRA développé au sein de l'équipe RoBioSS-PPRIME sera équipé de plusieurs V2SOMs. Des stratégies de commande d'impédance tenant compte des caractéristiques de V2SOM seront développées pour des applications d'échographie et de collaboration dans un environnement industriel. La première utilisera les techniques de prédiction des mouvements respiratoires. Et la deuxième exploitera l'algorithme de sécurité liée au V2SOM pour prévenir tout dommage de collision potentiel.

Annexe :

Considérons $w(\theta)$ une fonction de θ définie comme suit :

$$w(\theta) = A_3 \exp\left(\frac{\theta}{A_1}\right) + A_2 \quad (\text{A-1})$$

avec A_1 , A_2 et A_3 sont des constantes.

Le développement de Taylor de l'ordre k de $w(\theta)$ au voisinage du réel strictement positif ε est :

$$w(\theta) = A_3 \sum_{j=0}^k \exp(\varepsilon) \frac{\left(\frac{\theta}{A_1} - \varepsilon\right)^j}{j!} + A_2 \quad (\text{A-2})$$

Avec j est un entier.

L'Equation 2-32 peut être réarrangée sous forme de somme polynomiale aux exposants réels :

$$w(\theta) = \sum_{j=0}^k W_j \theta^j \quad (\text{A-3})$$

Avec les coefficients W_j sont des fonctions de A_1 , A_2 , A_3 et ε , et j un exposant entier.

Maintenant prenons une autre fonction de θ qu'on appelle $s(\theta)$, qui est en principe une somme polynomial aux exposants réels :

$$s(\theta) = \sum_{i=0}^k S_i \theta^{n_i} \quad (\text{A-4})$$

Avec le coefficient S_i et l'exposant n_i sont des réels de telle façon que $i \leq n_i < i + 1$ avec i un entier positif.

Afin de formuler la fonction $s(\theta)$ en polynôme à exposants réels, un développement de Taylor d'ordre i de θ^{n_i} au voisinage de ε est considéré, on l'exprime comme suit :

$$\theta^{n_i} = \sum_{j=0}^i n_i^j \varepsilon^{n_i-j} \frac{(\theta-\varepsilon)^j}{j!} \quad (\text{A-5})$$

Avec $n_i^j = \begin{cases} 1 & \text{if } j = 0 \\ n_i(n_i - 1) \cdots (n_i - j + 1) & \text{if } j \geq 1 \end{cases}$

L'Equation 2-35 peut être simplifiée sous la forme suivante :

$$\theta^{n_i} = \sum_{j=0}^i D_{j,n_i} \theta^j \quad (\text{A-6})$$

Avec D_{j,n_i} est une fonction non-nulle en n_i et ε .

L'expression de θ^{n_i} , trouvée en Eq. (A-6), peut être remplacée dans l'Eq. (A-4) comme suit :

$$s(\theta) = \sum_{i=0}^k \sum_{j=0}^i S_i D_{j,n_i} \theta^j \quad (\text{A-7})$$

On définit \mathbf{D} comme la matrice triangulaire inférieure de dimension k , comme :

$$\mathbf{D} = \begin{pmatrix} D_{0,n_0} & & 0 \\ \vdots & \ddots & \\ D_{0,n_k} & \cdots & D_{k,n_k} \end{pmatrix} \quad (\text{A-8})$$

A partir des équations. (A-3)-(A-7)-(A-8), l'équation $s(\theta) = w(\theta)$ peut avoir une solution si et seulement si:

$$\mathbf{DS} = \mathbf{W} \quad (\text{A-9})$$

Avec $\mathbf{S} = [S_0 \ S_1 \ \dots \ S_k]^T$, $\mathbf{W} = [W_0 \ W_1 \ \dots \ W_k]^T$.

Comme \mathbf{D} est une matrice triangulaire à éléments non nuls, donc \mathbf{D} est inversible et l'Eq. (A-9) a une solution pour n'importe quel $\varepsilon > 0$ tel que :

$$\mathbf{S} = \mathbf{D}^{-1}\mathbf{W} \quad (\text{A-10})$$

Ceci veut dire que pour un polynôme $w(\theta)$ à exposants entiers, on peut trouver un polynôme équivalent $s(\theta)$ à exposants réels avec \mathbf{S} satisfaisant la condition (A-10), d'où l'Eq. (A-3) peut s'écrire comme :

$$w(\theta) = \sum_1^k S_i \theta^{n_i} \quad (\text{A-11})$$

Avec S_i, n_i sont des réels et S_i est l'élément i du vecteur \mathbf{S} définie dans l'Eq. (A-10).

Quand ε tends vers zéro $w(\theta)$ de (A-2) et (A-11) peuvent être exprimés comme suit, sachant que $S_i \rightarrow \underline{S}_i$ quand $\varepsilon \rightarrow 0$:

$$w(\theta) = A_3 \sum_{j=0}^k \frac{\left(\frac{\theta}{A_1}\right)^j}{j!} + A_2 = \sum_1^k \underline{S}_i \theta^{n_i} \quad (\text{A-12})$$

Bibliographie

- [1] Festo, “BionicCobot,” 2017. [Online]. Available: <https://www.festo.com/group/fr/cms/12746.htm>. [Accessed: 10-Jan-2018].
- [2] M. Bibuli, M. Caccia, and L. Lapierre, “Path-following algorithms and experiments for an autonomous surface vehicle,” *IFAC Proc. Vol.*, vol. 7, no. PART 1, pp. 81–86, 2007.
- [3] C. Ott, O. Eiberger, W. Friedl, U. Hillenbrand, C. Borst, S. Kielh, R. Konietschke, F. Zacharias, and G. Hirzinger, “A Humanoid Two-Arm System for Dexterous Manipulation,” *2006 6th IEEE-RAS Int. Conf. Humanoid Robot.*, pp. 276–283, 2006.
- [4] G. Grioli, S. Wolf, M. Garabini, M. Catalano, E. Burdet, D. Caldwell, R. Carloni, W. Friedl, M. Grebenstein, M. Laffranchi, D. Lefeber, S. Stramigioli, N. Tsagarakis, M. van Damme, B. Vanderborght, a. Albu-Schaeffer, and a. Bicchi, “Variable stiffness actuators: The user’s point of view,” *Int. J. Rob. Res.*, 2015.
- [5] N. G. Tsagarakis, M. Laffranchi, B. Vanderborght, and D. G. Caldwell, “A compact soft actuator unit for small scale human friendly robots,” *2009 IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, pp. 4356–4362, 2009.
- [6] J. P. Cummings, D. Ruiken, E. L. Wilkinson, M. W. Lanighan, R. a. Grupen, and F. C. Sup, “A Compact, Modular Series Elastic Actuator,” *J. Mech. Robot.*, vol. 8, no. 4, p. 041016, 2016.
- [7] S. Chiaverini, B. Siciliano, and L. Villani, “A survey of robot interaction control schemes with experimental comparison,” *IEEE/ASME Trans. on Mechatronics*, vol. 4, no. 3, pp. 273–285, 1999.
- [8] H. Liu and G. Hirzinger, “Joint torque based Cartesian impedance control for the DLR hand,” *IEEE/ASME Int. Conf. Adv. Intell. Mechatronics*, pp. 695–700, 1999.
- [9] N. Hogan and S. Buerger, “Impedance and Interaction Control,” in *Robotics and Automation Handbook*, 2005, pp. 19–1.
- [10] C. Ott, R. Mukherjee, and Y. Nakamura, “Unified impedance and admittance control,” *Proc. - IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, pp. 554–561, 2010.
- [11] a. Calanca, R. Muradore, and P. Fiorini, “A Review of Algorithms for Compliant Control of Stiff and Fixed-Compliance Robots,” *IEEE/ASME Trans. Mechatronics*, vol. PP, no. 99, p. 1, 2015.
- [12] H. Jianbin, X. Zongwu, J. Minghe, J. Zainan, and L. Hong, “Adaptive Impedance-controlled Manipulator Based on Collision Detection,” *Chinese J. Aeronaut.*, vol. 22, no. 1, pp. 105–112, 2009.
- [13] M. Zinn, O. Khatib, B. Roth, and J. K. Salisbury, “Playing it safe,” *IEEE Robot. Autom. Mag.*, vol. 11, no. 2, pp. 12–21, 2004.
- [14] J. Li, D. Jin, X. Zhang, J. Zhang, and W. a. Gruver, “Electrorheological fluid damper for robots,” *Proc. - IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, vol. 3, pp. 2631–2636, 1995.

- [15] A. S. Shafer and M. R. Kermani, "Design and validation of a magneto-rheological clutch for practical control applications in human-friendly manipulation," *Proc. - IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, pp. 4266–4271, 2011.
- [16] M. Laffranchi, N. G. Tsagarakis, and D. G. Caldwell, "A variable physical damping actuator (VPDA) for compliant robotic joints," *Proc. - IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, pp. 1668–1674, 2010.
- [17] R. J. Farris and M. Goldfarb, "Design of a Multi-Disc Electromechanical Modulated Dissipator," pp. 2189–2196, 2010.
- [18] Y. Ikegami, K. Nagai, R. C. V. Loureiro, and W. S. Harwin, "Design of redundant drive joint with adjustable stiffness and damping mechanism to improve joint admittance," *2009 IEEE Int. Conf. Rehabil. Robot. ICORR 2009*, pp. 202–210, 2009.
- [19] F. Petit, W. Friedl, H. Hannes, and M. Grebenstein, "Antagonistic Variable Stiffness Mechanism," *Trans. Mechatronics*, vol. 20, no. 2, pp. 684–695, 2015.
- [20] S. Wolf, G. Grioli, W. Friedl, M. Grebenstein, H. Hoepfner, E. Burdet, D. Caldwell, A. Bicchi, S. Stramigioli, and B. Vanderborght, "Variable Stiffness Actuators: Review on Design and Components," *IEEE/ASME Trans. Mechatronics*, vol. 4435, no. c, pp. 1–1, 2015.
- [21] O. Eiberger, S. Haddadin, M. Weis, A. Albu-Schäffer, and G. Hirzinger, "On joint design with intrinsic variable compliance: Derivation of the DLR QA-joint," *Proc. - IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, pp. 1687–1694, 2010.
- [22] N. L. Tagliamonte, F. Sergi, D. Accoto, G. Carpino, and E. Guglielmelli, "Double actuation architectures for rendering variable impedance in compliant robots: A review," *Mechatronics*, vol. 22, no. 8, pp. 1187–1203, 2012.
- [23] S. Wolf, O. Eiberger, and G. Hirzinger, "The DLR FSJ: Energy based design of a variable stiffness joint," *2011 IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, pp. 5082–5089, 2011.
- [24] F. Petit, M. Chalon, W. Friedl, M. Grebenstein, A. Albu-Schäffer, and G. Hirzinger, "Bidirectional antagonistic variable stiffness actuation: Analysis, design & implementation," *Proc. - IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, pp. 4189–4196, 2010.
- [25] A. Jafari, N. G. Tsagarakis, B. Vanderborght, and D. G. Caldwell, "A Novel Actuator with Adjustable Stiffness (AwAS)," pp. 4201–4206, 2010.
- [26] A. Jafari, N. G. Tsagarakis, and D. G. Caldwell, "AwAS-II: A New Actuator with Adjustable Stiffness based on the Novel Principle of Adaptable Pivot point and Variable Lever ratio," pp. 4638–4643, 2011.
- [27] N. G. Tsagarakis, I. Sardellitti, and D. G. Caldwell, "A new Variable Stiffness Actuator (CompAct-VSA)-Design and Modelling," 2011.
- [28] J. J. Park, Y. J. Lee, J. B. Song, and H. S. Kim, "Safe joint mechanism based on nonlinear stiffness for safe human-robot collision," *Proc. - IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, pp. 2177–2182, 2008.

- [29] H. D. Pirooz, A. a. Eftekharian, A. M. Shahri, and M. Eftekhari Yazdi, “Design and implementation of a novel two stage mechanical–magnetic variable stiffness actuator (M²-VSA),” *Adv. Robot.*, vol. 28, no. 24, pp. 1677–1689, 2014.
- [30] J. J. Park, B. S. Kim, J. B. Song, and H. S. Kim, “Safe link mechanism based on nonlinear stiffness for collision safety,” *Mech. Mach. Theory*, vol. 43, no. 10, pp. 1332–1348, 2008.
- [31] S. Haddadin, A. De Luca, and A. Albu-Schaffer, “Robot Collisions: A Survey on Detection, Isolation, and Identification,” *IEEE Trans. Robot.*, pp. 1–21, 2017.
- [32] D. A. R. Payne and S. Patel, “Injury Mechanisms & Injury Criteria,” 2001. [Online]. Available: <http://www.eurailsafe.net/subsites/operas/HTML/Section3Menu.htm>.
- [33] S. Haddadin, A. Albu-Schäffer, and G. Hirzinger, “The role of the robot mass and velocity in physical human-robot interaction - Part I: Non-constrained blunt impacts,” *Proc. - IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, no. 011838, pp. 1331–1338, 2008.
- [34] S. Haddadin, A. Albu-Schäffer, and G. Hirzinger, “The Role of the Robot Mass and Velocity in Physical Human-Robot Interaction - Part II: Constrained Blunt Impacts,” *Proc. - IEEE Int. Conf. Robot. Autom.*, no. 011838, pp. 1331–1338, 2008.
- [35] J. Park, S. Haddadin, J. Song, and A. Albu-sch, “Designing Optimally Safe Robot Surface Properties for Minimizing the Stress Characteristics of Human-Robot Collisions,” *Int. Conf. Robot. Autom.*, pp. 5413–5420, 2011.
- [36] J. López-Martínez, D. García-Vallejo, a. Giménez-Fernández, and J. L. Torres-Moreno, “A Flexible Multibody Model of a Safety Robot Arm for Experimental Validation and Analysis of Design Parameters,” *J. Comput. Nonlinear Dyn.*, vol. 9, no. 1, pp. 1–9, 2013.
- [37] S. Haddadin, S. Haddadin, A. Khoury, T. Rokahr, S. Parusel, R. Burgkart, A. Bicchi, and A. Albu-Schäffer, “On making robots understand safety: Embedding injury knowledge into control,” *Int. J. Rob. Res.*, vol. 31, no. 13, pp. 1578–1602, 2012.
- [38] “IFA - DGUV,” 2010. [Online]. Available: <http://www.dguv.de/ifa/index.jsp>. [Accessed: 01-Jan-2018].
- [39] “BG / BGIA risk assessment recommendations according to machinery directive. Design of workplaces with collaborative robots,” *October*, no. October 2009, pp. 1–36, 2011.
- [40] G. Hao, “A framework of designing compliant mechanisms with nonlinear stiffness characteristics,” *Microsyst. Technol.*, pp. 1–8, 2017.
- [41] G. Hao and H. Li, “Extended Static Modeling and Analysis of Compliant Compound Parallelogram Mechanisms Considering the Initial Internal Axial Force *,” *J. Mech. Robot.*, vol. 8, no. 4, p. 041008, 2016.
- [42] G. Hao and H. Li, “Nonlinear Analytical Modeling and Characteristic Analysis of a Class of Compound Multibeam Parallelogram Mechanisms,” *J. Mech. Robot.*, vol. 7, no. 4, p. 041016, 2015.
- [43] G. Hao and M. Riza, “Feasibility Study of a Gripper with Thermally Controlled Stiffness of Compliant Jaws,” *Appl. Sci.*, vol. 6, no. 11, p. 367, 2016.

- [44] H. Zhao, D. Han, L. Zhang, and S. Bi, “Design of a stiffness-adjustable compliant linear-motion mechanism,” *Precis. Eng.*, vol. 48, pp. 305–314, 2017.
- [45] A. Gonzalez Rodriguez, J. M. Chacan, A. Donoso, and A. G. Gonzalez Rodriguez, “Design of an adjustable-stiffness spring: Mathematical modeling and simulation, fabrication and experimental validation,” *Mech. Mach. Theory*, vol. 46, no. 12, pp. 1970–1979, 2011.
- [46] Y.-S. Wu and C.-C. Lan, “Linear Variable-Stiffness Mechanisms Based on Preloaded Curved Beams,” *J. Mech. Des.*, vol. 136, no. 12, p. 122302, 2014.
- [47] T. Wu, “Design and Analysis of a Linear Elastic Mechanism with Adjustable Stiffness,” pp. 1084–1089, 2015.
- [48] “HIC Tolerance Levels Correlated To Brain Injury.” [Online]. Available: <http://www.eurailsafe.net/subsites/operas/HTML/appendix/Table14.htm>. [Accessed: 03-Jun-2015].
- [49] I. 15066 ISO TC 184/SC2/WG3, “Robots and Robotic Devices – Industrial Safety Requirements Collaborative Industrial Robots,” 2012.
- [50] S. W. Rouhana, D. C. Viano, E. A. Jedrzejczak, and J. D. McCleary, “Assessing Submarining and Abdominal Injury Risk in the Hybrid III Family of Dummies,” in *SAE Technical Paper*, 1989.
- [51] N. Lan and P. E. Crago, “Optimal control of antagonistic muscle stiffness during voluntary movements,” *Biol. Cybern.*, vol. 71, no. 2, pp. 123–135, 1994.
- [52] S. Z. F Courreges, M A Laribi, M Arsicault, “An in Vivo Experiment to Assess the Validity of the Log Linearized Hunt-Crossley Model for Contacts of Robots with the Human Abdomen,” in *4th IFToMM International Symposium on Robotics*, 2015.
- [53] Y. Ayoubi, M. A. Laribi, F. Courrèges, S. Zeghloul, and M. Arsicault, “A Complete Methodology to Design a Safety Mechanism for Prismatic Joint Implementation,” *IEEE/RSJ Int. Conf. Intell. Robot. Syst.*, pp. 304–309, 2016.
- [54] D. Viano and A. King, “Biomechanics of Chest and Abdomen Impact,” in *The Biomedical Engineering Handbook, Second Edition. 2 Volume Set*, CRC Press, 1999.
- [55] Y. Yamada, Y. Hirasawa, S. Y. Huang, and Y. Umetani, “Fail-safe human/robot contact in the safety space,” *Proc. 5th IEEE Int. Work. Robot Hum. Commun. RO-MAN’96 TSUKUBA*, pp. 59–64, 1996.
- [56] D. Gao and C. W. Wampler, “Assessing the Danger of Robot Impact,” *IEEE Robot. Autom. Mag.*, vol. 16(4), no. December, pp. 0–3, 2009.
- [57] D. Hyun, H. S. Yang, J. Park, and Y. Shim, “Variable stiffness mechanism for human-friendly robots,” *Mech. Mach. Theory*, vol. 45, no. 6, pp. 880–897, 2010.
- [58] B. Vanderborght, A. Albu-Schaeffer, A. Bicchi, E. Burdet, D. G. Caldwell, R. Carloni, M. Catalano, O. Eiberger, W. Friedl, G. Ganesh, M. Garabini, M. Grebenstein, G. Grioli, S. Haddadin, H. Hoppner, A. Jafari, M. Laffranchi, D. Lefeber, F. Petit, S. Stramigioli, N. Tsagarakis, M. Van Damme, R. Van Ham, L. C. Visser, and S. Wolf, “Variable impedance actuators: A review,” *Rob. Auton. Syst.*, vol. 61, no. 12, pp. 1601–1614, 2013.

- [59] A. Jafari, N. G. Tsagarakis, I. Sardellitti, and D. G. Caldwell, "A new actuator with adjustable stiffness based on a variable ratio lever mechanism," *IEEE/ASME Trans. Mechatronics*, vol. 19, no. 1, pp. 55–63, 2014.
- [60] S. Wolf, G. Hirzinger, and G. Hirzinger, "A New Variable Stiffness Design: Matching Requirements of The Next Robot Generation," *Icra08*, pp. 1741–1746, 2008.
- [61] Y. AYOUBI, M. A. LARIBI, M. ARSICAULT, S. ZEGHLOUL, and F. COURREGES, "Mechanical device with variable compliance for rotary motion transmission," *FR/IFBT17CNRCOB*, 2017.
- [62] M. Zinn, B. Roth, O. Khatib, and J. K. Salisbury, "A New Actuation Approach for Human Friendly Robot Design," *Int. J. Rob. Res.*, vol. 23, no. 4–5, pp. 379–398, 2004.
- [63] N. Mansfeld and S. Haddadin, "Reaching desired states time-optimally from equilibrium and vice versa for visco-elastic joint robots with limited elastic deflection," *IEEE Int. Conf. Intell. Robot. Syst.*, no. Iros, pp. 3904–3911, 2014.
- [64] X. Li, Y. Pan, G. Chen, and H. Yu, "Adaptive Human-Robot Interaction Control for Robots Driven by Series Elastic Actuators," *IEEE Trans. Robot.*, vol. 33, no. 1, pp. 169–182, 2017.

Publications

Les travaux effectués dans le cadre de cette thèse ont permis la publication des articles suivants :

Articles

Y. Ayoubi, M.A. Laribi, F. Courrèges, S. Zeghloul, M. Arsicault: *Complete design methodology of biomimetic safety device for cobots' prismatic joints*. Robotics and Autonomous Systems 01/2018;, DOI:10.1016/j.robot.2018.01.008

Communications

Y. Ayoubi, M. A. Laribi, F. Courrèges, S. Zeghloul, M. Arsicault: *A Synthesis of a Six Bar Mechanism with Nonlinear Stiffness for Prismatic Compliant Joint*. International Conference on Robotics in Alpe-Adria Danube Region; 11/2017, DOI:10.1007/978-3-319-49058-8_17

Y. Ayoubi, M. A. Laribi, F. Courrèges, S. Zeghloul, M. Arsicault: *A complete methodology to design a safety mechanism for prismatic joint implementation*. 2016 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS); 10/2016, DOI:10.1109/IROS.2016.7759071

Brevet d'invention

Y. AYOUBI, M. A. LARIBI, M. ARSICAULT, S. ZEGHLOUL, and F. COURREGES, "Mechanical device with variable compliance for rotary motion transmission," FR/IFBT17CNRCOB, 2017